



SISTEMAS DE PROTEÇÃO PARA REDES DE DISTRIBUIÇÃO ELÉTRICA SUBMARINAS NÃO ATERRADAS

Diego Alexandre Belmonte Barbosa

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia Elétrica, COPPE, da Universidade Federal do Rio de Janeiro, como parte dos requisitos necessários à obtenção do título de Mestre em Engenharia Elétrica.

Orientador: Maurício Aredes

Rio de Janeiro

Março de 2017

SISTEMAS DE PROTEÇÃO PARA REDES DE DISTRIBUIÇÃO ELÉTRICA
SUBMARINAS NÃO ATERRADAS

Diego Alexandre Belmonte Barbosa

DISSERTAÇÃO SUBMETIDA AO CORPO DOCENTE DO INSTITUTO ALBERTO
LUIZ COIMBRA DE PÓS-GRADUAÇÃO E PESQUISA DE ENGENHARIA (COPPE)
DA UNIVERSIDADE FEDERAL DO RIO DE JANEIRO COMO PARTE DOS
REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE MESTRE EM
CIÊNCIAS EM ENGENHARIA ELÉTRICA

Examinada por:

Prof. Maurício Aredes, Dr.-Ing.

Prof. Luís Guilherme Barbosa Rolim, Dr.-Ing.

Prof. Marcelo Lobo Heldwein, Dr. sc. ETH

RIO DE JANEIRO, RJ – BRASIL
MARÇO DE 2017

Barbosa, Diego Alexandre Belmonte

Sistemas de Proteção para Redes de Distribuição Elétrica Submarinas não Aterradas/ Diego Alexandre Belmonte Barbosa. - Rio de Janeiro: UFRJ/COPPE, 2017.

XXII, 167 p.: il.; 29,7 cm.

Orientador: Maurício Aredes

Dissertação (mestrado) – UFRJ/ COPPE/ Programa de Engenharia Elétrica, 2017.

Referências Bibliográfica: p. 166-167.

1. Modelagem de Proteção. 2. Sistema de Aterramento isolado ou não aterrado. 3. Função de proteção direcional de neutro. 4. Sistema elétrico submarino. I Aredes, Maurício. II Universidade Federal do Rio de Janeiro, COPPE, Programa de Engenharia Elétrica. III. Título.

“Alguns homens vêem as coisas como são, e dizem ‘Por quê?’ Eu sonho com as coisas que nunca foram e digo ‘Por que não?’”

(Geroge Bernard Shaw)

“Descobrir consiste em olhar para o que todo mundo está vendo e pensar uma coisa diferente”.

(Roger Von Oech)

"A mente que se abre a uma nova ideia, jamais volta ao seu tamanho original"

(Albert Einstein)

Este trabalho dedico a meus familiares, em especial a minha esposa Johanna e meus pequenos grandes filhos Manuela e Samuel, que me motivaram para chegar até aqui.

Agradecimentos

À UFRJ/COPPE e ao Prof. Mauricio Aredes, pela confiança e pela atenção prestada, nos momentos em que mais precisei.

À Petrobras e a todos os colegas de trabalho que tiveram paciência para me escutar e de alguma forma me auxiliaram para superação dos diversos empecilhos encontrados no caminho desta jornada. Faço um agradecimento especial aos colegas: Leandro Soares Resende, Rafael de Almeida Peçanha, Leonardo Oliveira de Barros, Antonio Carlos Tancredo, José Carlos Leão Veloso Silva, Márcio Albuquerque de Souza e Ana Margarida de Oliveira pelo apoio e conselhos sobre o assunto deste trabalho. Agradeço também pela confiança depositada em mim por ter sido indicado ao Programa de Pós-Graduação do CENPES pelo Alex dal Pont e ainda pela força que recebi nesta reta final pelo Flavio Luiz Vaz Vianna.

Tenho muito também a agradecer aos meus familiares, começando pela pessoa que me apoiou e que teve paciência nos momentos cruciais para me manter focado na finalização desta dissertação. Esta pessoa é minha esposa Johanna Fernandez Lopez, meu talismã que me direciona sempre a alcançar meus sonhos. As outras duas são: minha filha Manuela Fernandez Barbosa e meu filho Samuel Fernandez Barbosa, ambos vieram a este mundo durante este mestrado, assim merecem tanto quanto eu qualquer mérito deste trabalho. A eles, dedico todo este esforço, pois graças a eles esta dissertação foi finalizada. Não posso esquecer da pessoa que me concebeu a este mundo e foi um exemplo de dedicação e superação, minha mãe Martha Zenith Belmonte Barbosa.

E, por fim, agradeço a Deus por todos os desafios superados tanto para este trabalho quanto na minha vida pessoal durante este período.

Resumo da Dissertação apresentada à COPPE/UFRJ como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Mestre em Ciências (M.Sc.)

SISTEMAS DE PROTEÇÃO PARA REDES DE DISTRIBUIÇÃO ELÉTRICA SUBMARINAS NÃO ATERRADAS

Diego Alexandre Belmonte Barbosa

Março/2017

Orientador: Maurício Aredes

Programa: Engenharia Elétrica

No mundo de captação de óleo *offshore*, a necessidade de expansão de bombeamento e processamento submarino vêm aumentando cada vez mais nos últimos anos em decorrência principalmente da busca pela otimização de recursos e espaço nas plataformas, sendo que a opção de bombeamento submarino muitas vezes é a única viabilizadora de projetos de produção. Assim, para se lograr tal feito, antes é necessário que haja a devida disponibilidade de sistemas elétricos de potência para atender esta demanda crescente. Desta forma, este trabalho visa estudar em profundidade as questões relacionadas ao sistema de proteção para uma possível distribuição elétrica submarina. Para este sistema está sendo considerado uma rede de distribuição não-aterrada, devido suas vantagens nas questões de não haver grandes magnitudes de correntes para faltas à terra. O uso de umbilicais submarinos em sistemas não aterrados traz alguns desafios para os casos de faltas à terra, pois acarretam em correntes capacitivas que contribuem para faltas em circuitos adjacentes. Tal efeito acaba por dificultar o simples uso de proteções convencionais de sobrecorrente para sistemas radiais de distribuição, acarretando em maiores desafios no quesito de proteção. É proposto neste trabalho a modelagem no software *Matlab/Simulink* das funções de proteção para que haja a devida confiabilidade no sistema de proteção tanto para faltas trifásicas quanto monofásicas desde a saída da plataforma até os terminais dos conversores de frequência submarinos. É apresentada, então, uma proposta de sistema de proteção baseado em funções direcionais de neutro utilizando medições de tensão local ou remotamente, ou mesmo sem leitura de tensão. Resultados de simulação são apresentados e analisados e confirmam sua viabilidade técnica como uma alternativa para serem aplicados nas redes elétricas submarinas do futuro.

Abstract of Dissertation presented to COPPE/UFRJ as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Master of Science (M.Sc.)

PROTECTION SYSTEM FOR SUBSEA UNGROUNDED DISTRIBUTION POWER SYSTEM

Diego Alexandre Belmonte Barbosa

March/2017

Advisor: Maurício Aredes

Department: Electrical Engineering

In the offshore world, the need for pumping expansion and subsea processing has been increasing in recent years mainly due to the search for optimization of resources and space in the platforms, in addition, a lot of cases, the subsea pumping is the only feasible of production projects. Thus, in order to achieve this, it is necessary to have the availability of power systems to meet this growing demand. In this way, this work aims to study the issues related to the protection system for a possible subsea distribution power system. For this system, an ungrounded distribution network is being considered, due to its advantages in the issues of not having large magnitudes of currents for ground faults. One of the issues to be studied in this work is the particularity of the use of power umbilicals for this submarine electrical distribution system. The use of power cable in ungrounded systems presents some challenges for earth faults as they lead to capacitive currents that contribute to faults in adjacent circuits. Such an effect ends up hampering the simple use of conventional overcurrent protections for radial distribution systems, leading to greater protection challenges. It is proposed in this work the modeling in the Matlab / Simulink software of the protection functions so that there is due reliability in the protection system for both three-phase and single-phase faults from the platform exit to the terminals of the subsea frequency converters. A proposal for a protection system based on neutral directional functions using local or remote voltage measurements, or even without voltage transformer, is presented. Simulation results are presented and analyzed and confirm their technical viability as an alternative to be applied in the subsea power system of the future.

SUMÁRIO

CAPÍTULO I - INTRODUÇÃO	1
I.1 HISTÓRICO	1
I.2 OBJETIVOS	6
I.3 ESTRUTURA DO TEXTO	6
CAPÍTULO II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA.....	8
II.1 PROTEÇÃO DOS SISTEMAS ELÉTRICOS	8
II.1.1 Relés.....	8
II.1.1.1 Filtragem Anti-aliasing	9
II.1.2 Relé de Sobrecorrente	10
II.1.3 Relé de Sobrecorrente Direcional	11
II.1.3.1 Proteção direcional para sistemas não-aterrados	13
II.1.4. Proteção de Distância.....	16
II.1.5. Proteção Diferencial	18
II.2 SISTEMAS DE ATERRAMENTO.....	19
II.2.1 Sistema de Aterramento Isolado	20
II.2.2 Sistema de Aterramento de Alta Impedância.....	26
II.2.2.1 Sistema de Aterramento Ressonante.....	26
II.2.2.2 Sistema de Aterramento com Resistência	27
CAPÍTULO III - CENÁRIO BASE	29
III.1 SISTEMAS ELÉTRICOS SUBMARINOS.....	29
III.1.1 Sistemas Elétricos Submarinos Convencionais.....	29
III.1.2 Sistema de Distribuição Elétrica Submarina.....	30

III.2 MODELAGEM DO SISTEMA ELÉTRICO DE POTÊNCIA SUBMARINO	32
III.2.1 Modelo da Geração	33
III.2.1.1 Geradores	36
III.2.1.2 Sistema de Excitação	36
III.2.1.3 Turbina	37
III.2.2 Modelo dos Umbilicais	38
III.2.3 Modelo das Cargas	43
III.3 ANÁLISE DO SISTEMA ELÉTRICO	45
III.3.1 Estudos de Regime Permanente	45
III.3.1.1 Análise de Corrente	45
III.3.1.1.1 Análise de Corrente – Primário do Transformador Elevador -TF	46
III.3.1.1.2 Análise de Corrente – Secundário do Transformador Elevador -RET	48
III.3.1.1.3 Análise de Corrente – Entrada do Pannel de Potência Submarino –CDSC	49
III.3.1.1.4 Análise de Corrente – Alimentador nº01 – UMB1	50
III.3.1.1.5 Análise de Corrente – na entrada do variador de frequência submarino nº01 – VSDS1	51
III.3.1.1.6 Análise de Corrente – Alimentador nº04 – UMB4	52
III.3.1.1.7 Análise de Corrente – na entrada do variador de frequência submarino nº04 – VSDS4	53
III.3.1.1.8 Análise de Corrente – Alimentador nº05 – UMB5	54
III.3.1.1.9 Análise de Corrente – na entrada do variador de frequência submarino nº05 – VSDS5	56
III.3.1.2 Análise de Tensão	57
III.3.1.2.1 Análise de Tensão – Primário do Transformador Elevador -TF	57
III.3.1.2.2 Análise de Tensão – Secundário do Transformador Elevador -RET	58
III.3.1.2.3 Análise de Tensão – Entrada do Pannel de Potência Submarino –CDSC	59
III.3.1.2.4 Análise de Tensão – Alimentadores nº01, 04 e 05 – UMB1, UMB4 e UMB5	60
III.3.1.2.5 Análise de Tensão – na entrada dos variadores de frequência submarino nº01,04 e 05 – VSDS1, VSDS4 e VSDS5	63
III.3.1.3 Considerações consolidadas da análise das grandezas de tensão e corrente	63
III.3.2 Estudos de Falhas	66
III.3.2.1 Falhas trifásicas	66
III.3.2.1.1 Análise de Correntes - Cenário para Falta trifásica na entrada do VSDS5	66
III.3.2.1.2 Análise de Tensão - Cenário para Falta trifásica na entrada do VSDS5	70
III.3.2.1.3 Análise de Correntes - Cenário para Falta trifásica na saída transformador elevador – RET	73

III.3.2.1.4 Analise de Tensão - Cenário para Falta trifásica na saída transformador elevador - RET	76
III.3.2.2 Faltas fase-terra.....	78
III.3.2.2.1 Analise de Correntes - Cenário para Falta fase-terra na entrada do VSDS5	78
III.3.2.2.2 Analise de Tensão - Cenário para Falta fase-terra na entrada do VSDS5.....	82
III.3.2.2.3 Analise de Correntes - Cenário para Falta fase-terra na saída do painel para alimentador nº05 – UMB5.....	87
III.3.2.2.4 Analise de Tensão - Cenário para Falta fase-terra na saída do painel para alimentador nº05 – UMB5.....	90
CAPÍTULO IV - MODELAGEM DE PROTEÇÃO	94
IV.1 MODELO DO RELÉ DE SOBRECORRENTE	94
IV.1.1 Parametrização do relé de sobrecorrente.....	101
IV.1.2 Simulação-Teste para validação do modelo do relé de sobrecorrente	102
IV.2 - PROTEÇÃO DIRECIONAL DE NEUTRO.....	108
IV.2.1 - Proteção Direcional - Potência ativa e reativa de sequência zero	114
IV.2. 2- Proteção Direcional - Impedância de sequência zero	116
IV.2.3- Proteção Direcional - Impedância de sequência negativa	117
IV.2.4- Particularidades para os sistemas de aterramento isolados	119
IV.2.4.1- Analise de sensibilidade - Variação da capacitância do sistema	121
IV.2.4.2- Analise de sensibilidade - Variação da resistência de falta	127
IV.2.4.3- Analise de sensibilidade - Desequilíbrio sem falta.....	132
IV.2.5 Modelo do relé direcional de neutro - Casos Especiais	134
IV.2.5.1 Modelo do relé direcional de neutro – Utilização Tensão Remota	134
IV.2.5.2 Modelo do relé direcional de neutro – Sem leitura de tensão.....	137
IV.2.5.3 Modelo do relé direcional de neutro – Comparação Direcional	142
CAPÍTULO V - RESULTADOS	145
V.1 PARAMETRIZAÇÃO DA FUNÇÃO DE SOBRECORRENTE	145
V.1.1 Ajustes para as fases	146
V.1.1.1 Cálculo da RTC de Fase para os relés dos alimentadores submarinos.....	146

V.1.1.2 Ajustes I_{50} e I_{51} dos alimentadores submarinos	147
V.1.1.3 Ajustes do dial da função I_{51} dos alimentadores submarinos	147
V.1.1.4 Ajustes I_{50} e I_{51} da proteção da uep	148
V.1.1.5 Ajustes do dial da função I_{51} do relé da uep	149
V.1.2 Ajuste para o neutro	149
V.1.2.1 Cálculo da RTC de neutro para os relés dos alimentadores submarinos	151
V.1.2.2 Ajustes I_{50N} e I_{51N} dos alimentadores submarinos	152
V.1.2.3 Ajustes do tempo definido da função I_{51N} dos alimentadores submarinos	153
V.2 PARAMETRIZAÇÃO DA FUNÇÃO DIRECIONAL DE NEUTRO	153
V.2.1 Direcional de impedância de sequência zero	154
V.2.2 Direcional de impedância de sequência negativa	156
V.2.3 Direcional de potência ativa e reativa de sequência zero	158
V.2.4 Direcional de corrente	159
CAPÍTULO VI - CONCLUSÃO E TRABALHOS FUTUROS	163
VI.1 CONCLUSÃO	163
VI.2 TRABALHOS FUTUROS	165
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	166

Listas de Figuras

FIGURA 1. 1 ILUSTRAÇÃO DE BCSS.....	2
FIGURA 1. 2 ILUSTRAÇÃO DE MOBO	2
FIGURA 1. 3 ILUSTRAÇÃO DE SBCSS	2
FIGURA 1. 4 ILUSTRAÇÃO DO SBMS-500.....	3
FIGURA 1. 5 ILUSTRAÇÃO DO BMSHA	3
FIGURA 1. 6 ILUSTRAÇÃO DO VASPS	3
FIGURA 1. 7 ILUSTRAÇÃO DO SSAO	4
FIGURA 1. 8 ILUSTRAÇÃO DO RWI	4
FIGURA 2. 1 COMPARAÇÃO DA OBTENÇÃO DE SINAL UTILIZANDO O MÉTODO DFT E COSSENO	10
FIGURA 2. 2 TIPOS DE LIGAÇÃO PARA PERMITIR A DIRECIONALIDADE.....	12
FIGURA 2. 3 EXEMPLO DE APLICAÇÃO DO RELÉ DIRECIONAL.....	13
FIGURA 2. 4 ANÁLISE TEÓRICA DAS COMPONENTES SIMÉTRICAS PARA UMA FALTA AG EM UM SISTEMA NÃO - ATERRADO. (ERROA, 2007)	14
FIGURA 2. 5 ANÁLISE TEÓRICA DAS COMPONENTES SIMÉTRICAS PARA UMA FALTA AG EM UM SISTEMA NÃO - ATERRADO. (ERROA, 2007)	14
FIGURA 2. 6 IMPEDÂNCIA DE SEQUÊNCIA ZERO DAS CAPACITÂNCIAS EM UM SISTEMA NÃO-ATERRADO. (ERROA, 2007).....	15
FIGURA 2. 7 DIAGRAMA R-X COM OS RELÉS DE IMPEDÂNCIA E DIRECIONAL. (OLIVEIRA, 2016)	17
FIGURA 2. 8 ILUSTRAÇÃO DO RELÉ MHO	17
FIGURA 2. 9 : DIAGRAMA R-X DO RELÉ QUADRILATERAL.	18
FIGURA 2. 10 ESQUEMA BÁSICO SOBRE RELÉ DIFERENCIAL (SILVA, 2012).....	18
FIGURA 2. 11 SISTEMA DE ATERRAMENTO DE NEUTRO ISOLADO	20
FIGURA 2. 12 DIAGRAMA DOS FASORES DE TENSÃO DO SISTEMA: (A) SISTEMA EM REGIME OPERACIONAL, (B) SISTEMA EM SITUAÇÃO DE FALTA (FALTA FASE-TERRA FRANCA AG, $R_f=0$)	21
FIGURA 2. 13 SEQUÊNCIA POSITIVA.....	21
FIGURA 2. 14 SEQUÊNCIA NEGATIVA	22
FIGURA 2. 15 SEQUÊNCIA ZERO	22
FIGURA 2. 16 DIAGRAMA DE SEQUÊNCIA E INTERCONEXÕES PARA UMA FALTA FASE-TERRA EM UM SISTEMA ISOLADO. (BLACKBURN, 1987)	23
FIGURA 2. 17 – DIAGRAMA DE FASORES DE FASES PARA UMA FALTA FASE-TERRA EM UM SISTEMA ISOLADO..	24
FIGURA 2. 18 SISTEMA DE ATERRAMENTO RESSONANTE	26
FIGURA 2. 19 SOBRETENSÃO TEMPORÁRIA DEVIDO A IMPEDÂNCIA DE ATERRAMENTO.	27
FIGURA 3.1 ESQUEMA BÁSICO DO SISTEMA ELÉTRICO DE POTÊNCIA SUBMARINO CONVENCIONAL	29
FIGURA 3.2 VISÃO SIMPLIFICADA DE UM SISTEMA DE POTÊNCIA SUBMARINO CONVENCIONAL. (FONTE:PETROBRAS)	30
FIGURA 3.3 ESQUEMA BÁSICO DO SISTEMA ELÉTRICO DE TRANSMISSÃO E DISTRIBUIÇÃO SUBMARINO.....	31
FIGURA 3.4 REPRESENTAÇÃO COMPLETA DO SISTEMA ELÉTRICO DE DISTRIBUIÇÃO SUBMARINA NO SIMPOWERSYSTEMS. FONTE: PETROBRAS	33

FIGURA 3.5 DETALHAMENTO DO BLOCO DOS GERADORES. FONTE: PETROBRAS.....	34
FIGURA 3.6 REPRESENTAÇÃO DE UM GERADOR NO SIMPOWERSYSTEMS. FONTE: PETROBRAS	36
FIGURA 3.7 DIAGRAMA DO SISTEMA DE EXCITAÇÃO. FONTE: PETROBRAS	37
FIGURA 3. 8 DIAGRAMA DA TURBINA A GÁS. FONTE: PETROBRAS.....	38
FIGURA 3. 9 DETALHE DE UMA VEIA DE POTÊNCIA	39
FIGURA 3. 10 DETALHE DA MALHA DAS REGIÕES DAS VEIAS DO TRIFÓLIO. FONTE: PETROBRAS	41
FIGURA 3. 11 DETALHE DO PRÓPRIO TRIFÓLIO. FONTE: PETROBRAS	41
FIGURA 3. 12 DETALHE DAS CAMADAS EXTERNAS CONTENDO O MEIO ENVOLVIDO. FONTE: PETROBRAS	41
FIGURA 3. 13 ESQUEMÁTICO DO CABO TRIPOLAR MODELADO EM VÁRIAS SEÇÕES TE.....	43
FIGURA 3. 14 PARÂMETROS UTILIZADOS NO UMBILICAL DE POTÊNCIA DE 240MM2 26/45 kV	43
FIGURA 3. 15 MODELAGEM NO <i>SIMULINK</i> DAS CARGAS SUBMARINAS	44
FIGURA 3. 16 GRÁFICO DAS CORRENTES SENOIDAIS NA ENTRADA DO TF	46
FIGURA 3. 17 GRÁFICOS DAS CORRENTES RMS NA ENTRADA TF	47
FIGURA 3. 18 GRÁFICO DAS POTÊNCIA ATIVA E REATIVA NO PRIMÁRIO DO TRANSFORMADOR ELEVADOR - TF	47
FIGURA 3. 19 GRÁFICOS DA CORRENTE SENOIDAL NA ENTRADA DA BARRA RET.....	48
FIGURA 3. 20 GRÁFICO DAS CORRENTES RMS NO SECUNDÁRIO DO TRANSFORMADOR ELEVADOR - RET	48
FIGURA 3. 21 GRÁFICOS DA CORRENTE SENOIDAL NA ENTRADA DO PAINEL CDSC	49
FIGURA 3. 22 GRÁFICO DAS CORRENTES RMS NA ENTRADA DO PAINEL SUBMARINO - CDCS	50
FIGURA 3. 23 GRÁFICOS DA CORRENTE SENOIDAL NO ALIMENTADOR Nº01	51
FIGURA 3. 24 GRÁFICOS DA CORRENTE RMS NO ALIMENTADOR Nº01	51
FIGURA 3. 25 GRÁFICOS DA CORRENTE SENOIDAL NA ENTRADA NO VSDS Nº01	52
FIGURA 3. 26 GRÁFICOS DA CORRENTE RMS NA ENTRADA NO VSDS Nº01	52
FIGURA 3. 27 GRÁFICOS DA CORRENTE SENOIDAL NO ALIMENTADOR Nº04 – UMB4	53
FIGURA 3. 28 GRÁFICOS DA CORRENTE RMS NO ALIMENTADOR Nº04 – UMB4	53
FIGURA 3. 29 GRÁFICOS DA CORRENTE SENOIDAL NA ENTRADA DO VARIADOR DE FREQUÊNCIA SUBMARINO Nº04 – VSDS4	54
FIGURA 3. 30 GRÁFICOS DA CORRENTE RMS NA ENTRADA DO VARIADOR DE FREQUÊNCIA SUBMARINO Nº04 – VSDS4	54
FIGURA 3. 31 - GRÁFICOS DA CORRENTE SENOIDAL NO ALIMENTADOR Nº05 – UMB5	55
FIGURA 3. 32- GRÁFICOS DA CORRENTE RMS NO ALIMENTADOR Nº05 – UMB5.....	55
FIGURA 3. 33- GRÁFICOS DA CORRENTE SENOIDAL NA ENTRADA DO VARIADOR DE FREQUÊNCIA SUBMARINO Nº05 – VSDS5	56
FIGURA 3. 34 - GRÁFICOS DA CORRENTE RMS NA ENTRADA DO VARIADOR DE FREQUÊNCIA SUBMARINO Nº05 – VSDS5	56
FIGURA 3. 35 GRÁFICO DA TENSÃO SENOIDAL A PARTIR DO PRIMÁRIO DO TRANSFORMADOR ELEVADOR - TF	58
FIGURA 3. 36 GRÁFICO DA TENSÃO RMS A PARTIR DO PRIMÁRIO DO TRANSFORMADOR ELEVADOR - TF	58
FIGURA 3. 37 GRÁFICOS DA TENSÃO SENOIDAL NO SECUNDÁRIO DO TRANSFORMADOR ELEVADOR - RET	59
FIGURA 3. 38 GRÁFICOS DA TENSÃO RMS NO SECUNDÁRIO DO TRANSFORMADOR ELEVADOR - RET	59
FIGURA 3. 39 GRÁFICOS DA TENSÃO SENOIDAL NA ENTRADA DO PAINEL SUBMARINO - CDCS	60

FIGURA 3. 40 GRÁFICOS DA TENSÃO RMS NA ENTRADA DO PAINEL SUBMARINO - CDCS	60
FIGURA 3. 41 GRÁFICOS DA TENSÃO SENOIDAL NO ALIMENTADOR Nº01 – UMB1.....	61
FIGURA 3. 42 GRÁFICOS DA TENSÃO RMS NO ALIMENTADOR Nº01 – UMB1	61
FIGURA 3. 43 GRÁFICOS DA TENSÃO SENOIDAL NO ALIMENTADOR Nº04 – UMB4.....	62
FIGURA 3. 44 GRÁFICOS DA TENSÃO RMS NO ALIMENTADOR Nº04 – UMB4	62
FIGURA 3. 45 GRÁFICOS DA TENSÃO SENOIDAL NO ALIMENTADOR Nº05 – UMB5.....	63
FIGURA 3. 46 GRÁFICOS DA TENSÃO RMS NO ALIMENTADOR Nº05 – UMB5	63
FIGURA 3. 47 PERFIL DE TENSÃO PARA TODOS OS CENÁRIOS SIMULADOS	64
FIGURA 3. 48 PERFIL DE CORRENTE PARA TODOS OS CENÁRIOS SIMULADOS EM REGIME PERMANENTE	65
FIGURA 3. 49 GRÁFICOS DE CORRENTES SENOIDAIS À MONTANTE DA FALTA VSDS.....	67
FIGURA 3. 50 GRÁFICOS DE CORRENTES SENOIDAIS À JUSANTE DA FALTA VSDS.....	67
FIGURA 3. 51 GRÁFICOS DE CORRENTE RMS DA FALTA VSDS	68
FIGURA 3. 52 GRÁFICOS DE CORRENTE RMS DA CONTRIBUIÇÃO NA ENTRADA DO UMB-5 PARA UMA FALTA TRIFÁSICA NA ENTRADA DO VSDS5.....	68
FIGURA 3. 53 GRÁFICOS DE CORRENTE RMS DA CONTRIBUIÇÃO NA BARRA RET PARA UMA FALTA TRIFÁSICA NA ENTRADA DO VSDS5	69
FIGURA 3. 54 GRÁFICOS DE CORRENTE RMS DA CONTRIBUIÇÃO NA BARRA UMB1 PARA UMA FALTA TRIFÁSICA NA ENTRADA DO VSDS5	69
FIGURA 3. 55 GRÁFICOS DE CORRENTE RMS DA CONTRIBUIÇÃO NA BARRA UMB4 PARA UMA FALTA TRIFÁSICA NA ENTRADA DO VSDS5	70
FIGURA 3. 56 COMPORTAMENTO DA TENSÃO NA ENTRADA DO VSDS5 PARA UMA FALTA TRIFÁSICA.....	71
FIGURA 3. 57 ANÁLISE DA TENSÃO NO BARRAMENTO DO PAINEL SUBMARINO – CDCS PARA UMA FALTA TRIFÁSICA NA ENTRADA DO VSDS5.....	71
FIGURA 3. 58 ANÁLISE DA TENSÃO NO ALIMENTADOR ADJACENTE UMB1 PARA UMA FALTA TRIFÁSICA NA ENTRADA DO VSDS5	72
FIGURA 3. 59 ANÁLISE DA TENSÃO NO ALIMENTADOR ADJACENTE UMB4 PARA UMA FALTA TRIFÁSICA NA ENTRADA DO VSDS5	72
FIGURA 3. 60 ANÁLISE DA TENSÃO NO SECUNDÁRIO DO TRANSFORMADOR ELEVADOR – RET PARA UMA FALTA TRIFÁSICA NA ENTRADA DO VSDS5.....	73
FIGURA 3. 61 GRÁFICO DE CORRENTES DE FALTA TRIFÁSICA RMS À MONTANTE DA SAÍDA DO TRANSFORMADOR ELEVADOR - RET.....	74
FIGURA 3. 62 GRÁFICO DE CORRENTES DE FALTA TRIFÁSICA SENOIDAL À MONTANTE DA SAÍDA DO TRANSFORMADOR ELEVADOR - RET.....	74
FIGURA 3. 63 GRÁFICO DE CORRENTES DE FALTA TRIFÁSICA SENOIDAL À JUSANTE DA SAÍDA DO TRANSFORMADOR ELEVADOR - RET.....	75
FIGURA 3. 64 CONTRIBUIÇÃO DE CORRENTE NO ALIMENTADOR SUBMARINO Nº 01 PARA UMA FALTA TRIFÁSICA NA SAÍDA DO TRANSFORMADOR ELEVADOR - RET	75
FIGURA 3. 65 CONTRIBUIÇÃO DE CORRENTE NO ALIMENTADOR SUBMARINO Nº 04 PARA UMA FALTA TRIFÁSICA NA SAÍDA DO TRANSFORMADOR ELEVADOR - RET	76

FIGURA 3. 66 CONTRIBUIÇÃO DE CORRENTE NO ALIMENTADOR SUBMARINO Nº 05 PARA UMA FALTA TRIFÁSICA NA SAÍDA DO TRANSFORMADOR ELEVADOR - RET	76
FIGURA 3. 67 COMPORTAMENTO DA TENSÃO NA SAÍDA DO TRANSFORMADOR ELEVADOR -TF PARA UMA FALTA TRIFÁSICA.....	77
FIGURA 3. 68 ANÁLISE DA TENSÃO NO BARRAMENTO DO PAINEL SUBMARINO – CDCS PARA UMA FALTA TRIFÁSICA NA ENTRADA DO PAINEL CDCS	77
FIGURA 3. 69 GRÁFICOS DE CORRENTES SENOIDAIS À MONTANTE VSDS	79
FIGURA 3. 70 GRÁFICOS DE CORRENTES SENOIDAIS À JUSANTE DA FALTA VSDS.....	79
FIGURA 3. 71 GRÁFICOS DE CORRENTES RMS À MONTANTE DA FALTA VSDS	80
FIGURA 3. 72 CONTRIBUIÇÃO DE CORRENTE PELO DISJUNTOR DO UMB5 PARA UMA FALTA FASE À TERRA NA ENTRADA DO VSDS5	81
FIGURA 3. 73 CONTRIBUIÇÃO DE CORRENTE NO SECUNDÁRIO DO TRANSFORMADOR ELEVADOR - RET PARA UMA FALTA TRIFÁSICA NA ENTRADA DO VSDS5	81
FIGURA 3. 74 CONTRIBUIÇÃO DE CORRENTE NO ALIMENTADOR ADJACENTE UMB1 PARA UMA FALTA FASE-TERRA NA ENTRADA DO VSDS5.....	82
FIGURA 3. 75 CONTRIBUIÇÃO DE CORRENTE NO ALIMENTADOR ADJACENTE UMB4 PARA UMA FALTA FASE-TERRA NA ENTRADA DO VSDS5.....	82
FIGURA 3. 76 COMPORTAMENTO DA TENSÃO DE LINHA RMS NA ENTRADA DO VSDS5 PARA UMA FALTA FASE À TERRA	83
FIGURA 3. 77 COMPORTAMENTO DA TENSÃO SENOIDAL DE FASE NA ENTRADA DO VSDS5 PARA UMA FALTA FASE À TERRA	83
FIGURA 3. 78 COMPORTAMENTO DA TENSÃO DE LINHA RMS NO PAINEL SUBMARINO – CDSC PARA UMA FALTA À TERRA NA ENTRADA DO VSDS5.....	84
FIGURA 3. 79 COMPORTAMENTO DA TENSÃO SENOIDAL DE FASE NO PAINEL SUBMARINO – CDSC PARA UMA FALTA À TERRA NA ENTRADA DO VSDS5	84
FIGURA 3. 80 COMPORTAMENTO DA TENSÃO DE LINHA RMS NA SAÍDA DO TRANSFORMADOR ELEVADOR - RET PARA UMA FALTA À TERRA NA ENTRADA DO VSDS5	85
FIGURA 3. 81 COMPORTAMENTO DA TENSÃO SENOIDAL DE FASE NA SAÍDA DO TRANSFORMADOR ELEVADOR - RET PARA UMA FALTA À TERRA NA ENTRADA DO VSDS5	85
FIGURA 3. 82 COMPORTAMENTO DA TENSÃO DE LINHA RMS NA ENTRADA DO TRANSFORMADOR ELEVADOR - TF PARA UMA FALTA À TERRA NA ENTRADA DO VSDS5	86
FIGURA 3. 83 COMPORTAMENTO DA TENSÃO SENOIDAL DE FASE NA ENTRADA DO TRANSFORMADOR ELEVADOR - TF PARA UMA FALTA À TERRA NA ENTRADA DO VSDS5	86
FIGURA 3. 84 GRÁFICOS DE CORRENTES SENOIDAIS À MONTANTE DA FALTA UMB5	87
FIGURA 3. 85 GRÁFICOS DE CORRENTES SENOIDAIS À JUSANTE DA FALTA UMB5	87
FIGURA 3. 86 GRÁFICO DA CORRENTE RMS À MONTANTE DA FALTA UMB5.....	88
FIGURA 3. 87 CONTRIBUIÇÃO DE CORRENTE PELO DISJUNTOR DO UMB5 PARA UMA FALTA FASE À TERRA NA ENTRADA DO UMB5	88
FIGURA 3. 88 CONTRIBUIÇÃO DE CORRENTE NO SECUNDÁRIO DO TRANSFORMADOR ELEVADOR - RET PARA UMA FALTA TRIFÁSICA NA ENTRADA DO UMB5	89

FIGURA 3. 89 CONTRIBUIÇÃO DE CORRENTE NO ALIMENTADOR ADJACENTE UMB1 PARA UMA FALTA FASE-TERRA NA ENTRADA DO UMB5.....	89
FIGURA 3. 90 CONTRIBUIÇÃO DE CORRENTE NO ALIMENTADOR ADJACENTE UMB4 PARA UMA FALTA FASE-TERRA NA ENTRADA DO UMB5.....	90
FIGURA 3. 91 COMPORTAMENTO DE CORRENTE RMS NA ENTRADA DO VSDS5.....	90
FIGURA 3. 92 COMPORTAMENTO DA TENSÃO DE LINHA RMS NA SAÍDA DO ALIMENTADOR UMB5 PARA UMA FALTA FASE-TERRA.....	91
FIGURA 3. 93 COMPORTAMENTO DA TENSÃO SENOIDAL DE FASE NA SAÍDA DO ALIMENTADOR UMB5 PARA UMA FALTA FASE-TERRA.....	91
FIGURA 3. 94 COMPORTAMENTO DA TENSÃO DE LINHA NO PAINEL SUBMARINO – CDSC PARA UMA FALTA À TERRA NA SAÍDA DO UMB5.....	92
FIGURA 3. 95 COMPORTAMENTO DA TENSÃO SENOIDAL DE FASE NO PAINEL SUBMARINO – CDSC PARA UMA FALTA À TERRA NA SAÍDA DO UMB5	92
FIGURA 3. 96 COMPORTAMENTO DA TENSÃO DE LINHA RMS NA SAÍDA DO TRANSFORMADOR ELEVADOR - RET PARA UMA FALTA À TERRA NA SAÍDA DO UMB5	93
FIGURA 3. 97 COMPORTAMENTO DA TENSÃO SENOIDAL DE FASE NA SAÍDA DO TRANSFORMADOR ELEVADOR - RET PARA UMA FALTA À TERRA NA SAÍDA DO UMB5	93
FIGURA 4. 1 MODELO DE RELÉ DE SOBRECORRENTE NO MATLAB/SIMULINK	94
FIGURA 4. 2 SUBDIVISÕES NO MODELO DE RELÉ DE SOBRECORRENTE NO MATLAB/SIMULINK	94
FIGURA 4. 3 PROCESSAMENTO DE SINAL DE CORRENTE DE CADA FASE.....	96
FIGURA 4. 4 – GRÁFICO DO TEMPO DE ATUAÇÃO DO RELÉ DE SOBRECORRENTE PARA SINAIS COM TRUE RMS	97
FIGURA 4. 5 COMPARAÇÕES DOS BLOCOS DE FOURIER E PLL DO SIMULINK	98
FIGURA 4. 6 PROCESSAMENTO DE SINAL DE CORRENTE DE CADA FASE COM A ALTERAÇÃO DE PROCESSAMENTO UTILIZANDO O ALGORITMO PLL PARA OBTENÇÃO DE MÓDULO E ÂNGULOS.....	99
FIGURA 4. 7 PROCESSAMENTO DE SINAIS DAS TRÊS FASES COM OS CÁLCULOS DAS COMPONENTES SIMÉTRICAS	99
FIGURA 4. 8 ALGORITMO DA FUNÇÃO SOBRECORRENTE 50/51 NO SOFTWARE MATLAB/SIMULINK.....	100
FIGURA 4. 9 PARAMETRIZAÇÃO DO RELÉ DE SOBRECORRENTE.....	101
FIGURA 4. 10 POSSIBILIDADE DE PLOTAR A CURVA PADRONIZADA IEC OU ANSI ESCOLHIDA BASEADO DO DIAL TEMPO AJUSTADO	101
FIGURA 4. 11 MODELO DE SISTEMA ELÉTRICO PARA REALIZAÇÃO DOS TESTES NO RELÉ 50/51.....	103
FIGURA 4. 12 GRÁFICOS DE ATUAÇÃO DO RELÉ NO SISTEMA TESTE DE SIMULAÇÃO NA CONDIÇÃO DE FALTA TRIFÁSICA.....	103
FIGURA 4. 13 GRÁFICOS DE ATUAÇÃO DO RELÉ NO SISTEMA TESTE DE SIMULAÇÃO NA CONDIÇÃO DE FALTA FASE	104
FIGURA 4. 14 GRÁFICOS DE ATUAÇÃO DO RELÉ NO SISTEMA TESTE DE SIMULAÇÃO NA CONDIÇÃO DE FALTA FASE-TERRA.	104
FIGURA 4. 15 TEMPO DE ATUAÇÃO DAS CURVAS IEC (M=1;D=1).....	105
FIGURA 4. 16 TEMPO DE ATUAÇÃO DAS CURVAS IEC (M=1,5;D=1).....	106

FIGURA 4. 17 TEMPO DE ATUAÇÃO DAS CURVAS IEC ($M=2;D=1$).....	107
FIGURA 4. 18 BLOCO DO RELÉ DIRECIONAL PARA SISTEMAS ISOLADOS	108
FIGURA 4. 19 MODELO DO RELÉ DE SOBRECORRENTE DIRECIONAL DE NEUTRO PARA SISTEMAS ISOLADOS - 1º CAPA.- AJUSTE DO TC E TP.....	109
FIGURA 4. 20 MODELO DO RELÉ DE SOBRECORRENTE DIRECIONAL DE NEUTRO PARA SISTEMAS ISOLADOS - 2º CAPA.- AJUSTE DE SOBRECORRENTE DE NEUTRO.....	110
FIGURA 4. 21 DETALHE DA FUNÇÃO DE SOBRECORRENTE DE NEUTRO PARA O RELÉ DIRECIONAL DE NEUTRO	110
FIGURA 4. 22 MODELO DO RELÉ DE SOBRECORRENTE DIRECIONAL DE NEUTRO PARA SISTEMAS ISOLADOS - 3º CAPA.- AJUSTE DA DIRECIONALIDADE DE ATUAÇÃO	112
FIGURA 4. 23 DIAGRAMA FASORIAL DAS TENSÕES PARA UMA FALTA FASE-TERRA EM UM SISTEMA ISOLADO	113
FIGURA 4. 24 DIAGRAMA FASORIAL DAS CORRENTES EM RELAÇÃO AS SUAS RESPECTIVAS TENSÕES DEFASADAS DE 90º PARA UMA FALTA FASE-TERRA EM UM SISTEMA ISOLADO	114
FIGURA 4. 25 DEFASAGEM ENTRE A CORRENTE E TENSÃO DE SEQUÊNCIA ZERO.....	115
FIGURA 4. 26 DIAGRAMA DE PROTEÇÃO DIRECIONAL PARA PARTE REAL DA POTÊNCIA DE SEQUÊNCIA ZERO	115
FIGURA 4. 27 DIAGRAMA DE PROTEÇÃO DIRECIONAL PARA PARTE IMAGINÁRIA DA POTÊNCIA DE SEQUÊNCIA ZERO	116
FIGURA 4. 28 IMPLEMENTAÇÃO DO ALGORITMO DE DIRECIONALIDADE DE P_0 E Q_0 PELO SOFTWARE SIMULINK	116
FIGURA 4. 29 DIAGRAMA DE PROTEÇÃO DIRECIONAL PARA IMPEDÂNCIA DE SEQUÊNCIA ZERO	117
FIGURA 4. 30 IMPLEMENTAÇÃO DO ALGORITMO DE DIRECIONALIDADE DE Z_0 PELO SOFTWARE <i>SIMULINK</i>	117
FIGURA 4. 31 DIAGRAMA DE PROTEÇÃO DIRECIONAL PARA IMPEDÂNCIA DE SEQUÊNCIA NEGATIVA.....	118
FIGURA 4. 32 IMPLEMENTAÇÃO DO ALGORITMO DE DIRECIONALIDADE DE Z_0 PELO SOFTWARE <i>SIMULINK</i>	119
FIGURA 4. 33 EXEMPLO DE FALTA FASE-TERRA PARA UM SISTEMA DE ATERRAMENTO ISOLADO	119
FIGURA 4. 34 ILUSTRAÇÃO DOS FASORES DAS FASES PARA FALTAS À FRENTE E REVERSA	120
FIGURA 4. 35 SIMULAÇÃO CONSIDERANDO FALTAS SENTIDO REVERSO E PARA FRENTE.....	122
FIGURA 4. 36 RESULTADO DA SIMULAÇÃO PARA FALTAS FASE-TERRA SENTIDO REVERSO E PARA FRENTE CONSIDERANDO UM UMBILICAL À MONTANTE COM DISTÂNCIAS BAIXAS OU NULAS.	122
FIGURA 4. 37 COMPORTAMENTO DOS MÓDULOS E ÂNGULOS DAS COMPONENTES DE TENSÃO SEQUENCIAIS	123
FIGURA 4. 38 COMPORTAMENTO DOS MÓDULOS E ÂNGULOS DAS COMPONENTES DE CORRENTE SEQUENCIAIS	124
FIGURA 4. 39 COMPORTAMENTO DAS COMPONENTES DE CORRENTE DE SEQUÊNCIA NEGATIVA E ZERO PARA FALTAS À FRENTE E SENTIDO REVERSO.....	125
FIGURA 4. 40 CIRCUITO EQUIVALENTE DE SEQUÊNCIA ZERO PARA UMA FALTA FASE-TERRA NO SENTIDO À FRENTE	126
FIGURA 4. 41 CIRCUITO EQUIVALENTE DE SEQUÊNCIA ZERO PARA UMA FALTA FASE-TERRA NO SENTIDO À REVERSA	126
FIGURA 4. 42 COMPORTAMENTO DAS GRANDEZAS DE TENSÃO E CORRENTE, ALÉM DO SINAL DE TRIP DA FUNÇÃO DE PROTEÇÃO DIRECIONAL.	127

FIGURA 4. 43 COMPORTAMENTO DAS COMPONENTES DE SEQUÊNCIAS DE CORRENTE PARA FALTAS À TERRA COM VARIAÇÃO DE RESISTÊNCIA DE FALTA	128
FIGURA 4. 44 COMPORTAMENTO DAS COMPONENTES DE SEQUÊNCIAS DE TENSÃO PARA FALTAS À TERRA COM VARIAÇÃO DE RESISTÊNCIA DE FALTA.	129
FIGURA 4. 45 GRÁFICO DO COMPORTAMENTO DOS MÓDULOS E ÂNGULOS DAS COMPONENTES DE SEQUÊNCIA ZERO E NEGATIVA DE TENSÃO CONSIDERANDO UMA FALTA À TERRA COM RESISTÊNCIA DE FALTA VARIÁVEIS.....	130
FIGURA 4. 46 GRÁFICO DO COMPORTAMENTO DOS MÓDULOS E ÂNGULOS DAS COMPONENTES DE SEQUÊNCIA ZERO E NEGATIVA DE CORRENTE CONSIDERANDO UMA FALTA À TERRA À FRENTE COM RESISTÊNCIA DE FALTA VARIÁVEIS	131
FIGURA 4. 47 GRÁFICO DO COMPORTAMENTO DOS MÓDULOS E ÂNGULOS DAS COMPONENTES DE SEQUÊNCIA ZERO E NEGATIVA DE CORRENTE CONSIDERANDO UMA FALTA À TERRA À REVERSA COM RESISTÊNCIA DE FALTA VARIÁVEIS	131
FIGURA 4. 48 DIAGRAMA FASORIAL DAS COMPONENTES DE SEQUÊNCIA ZERO PARA FALTAS À TERRA NO SENTIDO À FRENTE E REVERSO PARA UMA SITUAÇÃO INICIAL DE RESISTÊNCIA DE FALTA NULO ATÉ 10 K Ω	132
FIGURA 4. 49 GRÁFICO DE CORRENTE DE SEQUÊNCIA NEGATIVA CONSIDERANDO UMA VARIAÇÃO DO DESEQUILÍBRIO NO SISTEMA.....	134
FIGURA 4. 50 ILUSTRAÇÃO PARA UMA SITUAÇÃO DE FALTA FASE-TERRA EM QUE SE UTILIZA DA GRANDEZA DE POLARIZAÇÃO REMOTA V_0 DA PLATAFORMA PARA O CÁLCULO DE DIRECIONALIDADE PARA OS ALIMENTADORES	135
FIGURA 4. 51 OPÇÃO NA JANELA DO RELÉ DIRECIONAL DE NEUTRO PARA UTILIZAÇÃO DE TENSÃO REMOTA .	136
FIGURA 4. 52 ATUAÇÃO DA DIRECIONALIDADE PELA FUNÇÃO DE POTÊNCIA DE SEQUÊNCIA ZERO COMO EXEMPLO UTILIZANDO A TENSÃO REMOTA DA UEP	136
FIGURA 4. 53 DIGRAMA FASORIAL PARA O USO DE GRANDEZA VIRTUAL DE POLARIZAÇÃO BASEADA NA SOMATÓRIA DAS CORRENTES DAS FASES SÃS	140
FIGURA 4. 54 IMPLEMENTAÇÃO DO ALGORITMO DE DIRECIONALIDADE SEM TP PELO SOFTWARE SIMULINK DETALHE DA SOMATÓRIA VETORIAL DAS FASES SÃS	140
FIGURA 4. 55 IMPLEMENTAÇÃO DO ALGORITMO DE DIRECIONALIDADE SEM TP PELO SOFTWARE SIMULINK DETALHE COMPARAÇÃO ANGULAR COM A CORRENTE DE SEQUÊNCIA ZERO E CORRENTE EM FALTA....	141
FIGURA 4. 56 COMPARAÇÃO DO SINAL DE TRIP DO MODELO DE DIRECIONALIDADE SEM TP PARA CADA FASE EM FALTA EM AMBOS SENTIDOS	141
FIGURA 4. 57 IMPLEMENTAÇÃO DO ALGORITMO DE COMPARAÇÃO DIRECIONAL PELO SOFTWARE SIMULINK .	143
FIGURA 4. 58 COMPARAÇÃO DO SINAL DE TRIP DO MODELO DE COMPARAÇÃO DIRECIONAL PARA CADA FASE EM FALTA EM AMBOS SENTIDOS	143
FIGURA 4. 59 FLUXOGRAMA SIMPLIFICADO DE ATUAÇÃO DO RELÉ DIRECIONAL DE NEUTRO.	144
FIGURA 5. 1 ESTRATÉGIA DE PARAMETRIZAÇÃO DE SOBRECORRENTE DE FASE 50 E 51	146
FIGURA 5. 2 CORRENTE DE SEQUÊNCIA ZERO PARA FALTAS À FRENTE E À REVERSA	152
FIGURA 5. 3 COMPARAÇÃO ENTRE OS MÓDULOS DE CORRENTE DE SEQUÊNCIA NEGATIVA E ZERO.....	155
FIGURA 5. 4 GRÁFICO COM O DIAGNÓSTICO DE DIRECIONALIDADE UTILIZANDO O ALGORITMO Z0	156

FIGURA 5. 5 GRÁFICO COM O DIAGNÓSTICO DE DIRECIONALIDADE UTILIZANDO O ALGORITMO Z2.....	157
FIGURA 5. 6 RESULTADOS PARA FALTAS À TERRA REVERSA E À FRENTE EM TODAS AS FASES COM E SEM R_F DE 100 OHM.....	162
FIGURA 5. 7 IDENTIFICAÇÃO DAS FASES DEFEITUOSAS PELO ALGORITMO DE DIRECIONALIDADE DE CORRENTE	162

Lista de Tabelas

TABELA 2. 1 - TIPOS DE CURVAS DE SOBRECORRENTE DE ACORDO COM IEC E IEEE.....	11
TABELA 3.1 PARÂMETROS DAS MÁQUINAS SÍNCRONAS.....	35
TABELA 3. 2 PARÂMETROS DO SISTEMA DE EXCITAÇÃO. FONTE: PETROBRAS.....	37
TABELA 3. 3 PARÂMETROS DO SISTEMA DE EXCITAÇÃO. FONTE: PETROBRAS.....	38
TABELA 3. 4 ELEMENTOS CONSTRUTIVOS DA VEIA DE POTÊNCIA. FONTE: PETROBRAS.....	39
TABELA 3. 5 COMPARAÇÃO ENTRE RESISTÊNCIAS A 50HZ.....	42
TABELA 3. 6 COMPARAÇÃO ENTRE INDUTÂNCIAS A 50HZ	42
TABELA 3. 7 COMPARAÇÃO ENTRE CAPACITÂNCIAS A 50HZ	42
TABELA 3. 8 DADOS DOS MOTORES DE CARGAS SUBMARINAS	45
TABELA 4. 1 RELAÇÃO DAS CURVAS PADRONIZADAS IEC E ANSI	102
TABELA 4. 2 RESULTADOS DE ATUAÇÃO PARA $M=1,0$ E $D=1,0$	105
TABELA 4. 3 RESULTADOS DE ATUAÇÃO PARA $M=1,5$ E $D=1,0$	106
TABELA 4. 4 RESULTADOS DE ATUAÇÃO PARA $M=2,0$ E $D=1,0$	107
TABELA 4. 5 RESUMO DAS RELAÇÕES ANGULARES	132
TABELA 5. 1 MAGNITUDE E ÂNGULO PARA FALTAS TRIFÁSICAS E FASE-FASE	146
TABELA 5. 2 CORRENTE DE CARGA DOS ALIMENTADORES SUBMARINOS	147
TABELA 5. 3 CORRENTE DE CARGA TOTAL VISTA PELO LADO SECUNDÁRIO DO TRANSFORMADOR ELEVADOR NA UEP - BARRA RET	148
TABELA 5. 4 MAGNITUDES DE CORRENTE PARA FALTAS À TERRA NO SISTEMA DE ATERRAMENTO ISOLADO..	151
TABELA 5. 5 VALORES DE MÓDULO E ÂNGULO DE CORRENTE E TENSÃO DE SEQUÊNCIA ZERO, ALÉM DA CORRENTE DE SEQUÊNCIA NEGATIVA.....	155
TABELA 5. 6 CÁLCULO DA IMPEDÂNCIA DE SEQUÊNCIA ZERO	155
TABELA 5. 7 AJUSTES DOS LIMITES MÍNIMOS PARA DIRECIONALIDADE Z_0	156
TABELA 5. 8 VALORES DE MÓDULO E ÂNGULO DE CORRENTE E TENSÃO DE SEQUÊNCIA NEGATIVA.....	156
TABELA 5. 9 CÁLCULO DA IMPEDÂNCIA DE SEQUÊNCIA NEGATIVA.....	157
TABELA 5. 10 CÁLCULO DA IMPEDÂNCIA DE SEQUÊNCIA NEGATIVA UTILIZANDO O MÓDULO DA TENSÃO DE SEQUÊNCIA ZERO	157
TABELA 5. 11 AJUSTES DOS LIMITES MÍNIMOS PARA DIRECIONALIDADE Z_2	157
TABELA 5. 12 CÁLCULO DA POTÊNCIA ATIVA DE SEQUÊNCIA ZERO	158
TABELA 5. 13 CÁLCULO DA POTÊNCIA REATIVA DE SEQUÊNCIA ZERO	158
TABELA 5. 14 AJUSTES DOS LIMITES MÍNIMOS PARA DIRECIONALIDADE P_0 E Q_0	158
TABELA 5. 15 GRÁFICO COM OS RESULTADOS DE P_0 E Q_0	159
TABELA 5. 16 COMPORTAMENTO ANGULAR DA FASE A PARA DIVERSOS CENÁRIOS.....	160
TABELA 5. 17 COMPORTAMENTO ANGULAR DA FASE B PARA DIVERSOS CENÁRIOS.....	160
TABELA 5. 18 COMPORTAMENTO ANGULAR DA FASE C PARA DIVERSOS CENÁRIOS.....	160
TABELA 5. 19 DEFASAGEM ANGULAR ENTRE A FASE EM FALTA EM RELAÇÃO ÀS SOMATÓRIAS VETORIAIS DAS FASES SÃS	160
TABELA 5. 20 DEFASAGEM ANGULAR ENTRE A FASE EM FALTA EM RELAÇÃO ÀS SOMATÓRIAS VETORIAIS DAS FASES SÃS CONSIDERANDO UMA R_f DE 100 OHM	161

TABELA 5. 21 COMPORTAMENTO ANGULAR DA CORRENTE DE SEQUÊNCIA ZERO PARA DIVERSOS CENÁRIOS	161
TABELA 5. 22 DEFASAGEM ANGULAR ENTRE A CORRENTE DE SEQUÊNCIA ZERO EM RELAÇÃO ÀS SOMATÓRIAS VETORIAIS DAS FASES SÃS.....	161
TABELA 5. 23 DEFASAGEM ANGULAR ENTRE A CORRENTE DE SEQUÊNCIA ZERO EM RELAÇÃO ÀS SOMATÓRIAS VETORIAIS DAS FASES SÃS CONSIDERANDO UMA R_f DE 100 OHM	161

Capítulo I - INTRODUÇÃO

I.1 HISTÓRICO

A exploração de petróleo no mar traz imensos desafios para diversas áreas, porém como muito bem ponderou YERGIN (2010) em seu livro sobre a história do petróleo “nenhum outro negócio define de forma tão completa e radical o significado do risco e da recompensa”.

A decisão de explorar petróleo no mar implica assumir riscos econômicos maiores que os riscos da exploração em terra, em razão do aumento exigido de investimentos em plataformas de perfuração, embarcações de apoio, levantamentos geofísicos e na preparação de pessoal (MORAIS, 2013).

Após a etapa de exploração, segue a etapa de produção, o qual exige um dispêndio enorme de recursos para equipamentos instalados no leito marinho. É neste contexto em que se enquadra a proposta deste trabalho. Porém, antes de expor as questões relacionadas ao sistema elétrico submarino é necessário realizar uma breve introdução à Engenharia Submarina e as iniciativas em relação ao sistema elétrico submarino.

Ao deparar-se com esta disciplina, percebe-se claramente que é constante e necessária a inovação de produto e de processo. A justificativa são os desafios enormes decorrentes do ambiente adversos de exposição dos equipamentos submarinos cuja complexidade é comparada com aos da área aeroespacial. Como prova desta afirmação é de que muito dos próprios fornecedores de equipamentos atenderem as duas áreas.

Para viabilizar a produção nos novos campos, a Petrobras formulou, em 1986, o Programa de Capacitação Tecnológica em Águas Profundas (PROCAP), composto de um conjunto de projetos de equipamentos e sistemas a serem desenvolvidos para aplicação no desenvolvimento de campos de petróleo situados em águas com profundidade de até 1.000 metros. O PROCAP foi relançado em duas edições seguintes, em 1992 e em 2000, para viabilizar a produção de petróleo em águas com até 2.000 metros e até 3.000 metros de profundidade, respectivamente MORAIS (2013). Apenas para informação adicional este programa já não está mais em vigor e foi substituído por diversas iniciativas de P&D na Petrobras.

Tais iniciativas demandaram na Petrobras um aumento na capacidade dos sistemas de processamento e bombeamento, que por sua vez resultaram em maiores sistemas de geração e de distribuição de energia elétrica para atender a crescente demanda, acarretando em dificuldades para comportar todos os equipamentos nas unidades de exploração e produção, devido ao crescimento em volume e peso dos equipamentos necessários na instalação de superfície.

Assim, o desenvolvimento de sistemas de processamento e bombeamento submarinos apresenta uma alternativa para este desafio, pois além de reduzir espaço e peso por si só, ainda podem vir a viabilizar a produção de campos marginais, uma vez que tais equipamentos já seriam considerados como alternativas ainda na etapa conceitual dos projetos.

Como exemplos de processamento e bombeamento submarinos seguem nas Figura 1. 1, Figura 1. 2 e Figura 1. 3 alguns equipamentos já utilizados na Petrobras para bombeamento monofásico (apenas líquido):

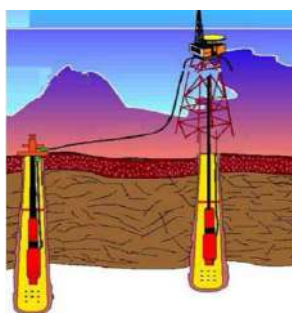


Figura 1. 1 Ilustração de BCSS. Fonte: Petrobras

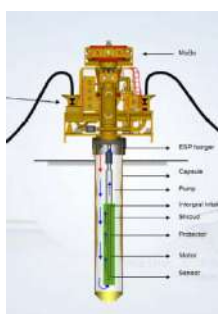


Figura 1. 2 Ilustração de MOBO. Fonte: Petrobras



Figura 1. 3 Ilustração de SBCSS. Fonte: Petrobras

Basicamente pode-se resumir estes equipamentos da seguinte forma:

- BCSS – Sistema de Bombeio Centrífuga Submersa Submarina: Consiste num método de elevação artificial de petróleo baseado no uso de bomba centrífuga de múltiplos estágios;
- MOBO – Módulo de bombeio submarino: BCSS a jusante da poço de produção, porém ainda com a necessidade de um poço falso para sua instalação;

- SBCSS - BCSS contida numa estrutura (skid) localizada no leito marinho: Esta estrutura possibilita a continuidade operacional da produção de óleo em caso de falha no sistema de bombeio.

Já para exemplos de bombeamento multifásicos, ou seja, gás e líquido, seguem as Figura 1. 4 e Figura 1. 5:

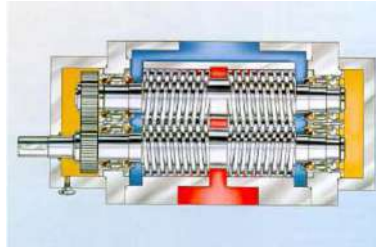


Figura 1. 4 Ilustração do SBMS-500. Fonte: Petrobras



Figura 1. 5 Ilustração do BMSHA. Fonte: Petrobras

Suas características são:

- SBMS-500 – Sistema de bombeamento multifásico submarino: Consiste numa bomba multifásica de deslocamento positivo de duplo parafuso. Vazão de 500m³/h;
- BMSHA – Bombeio multifásico: Outra configuração possível de bomba multifásica é a helico-axial, uma tecnologia considerada madura.

Por fim, há também exemplos de aplicações de processamento submarinos ilustrados nas figuras abaixo.



Figura 1. 6 Ilustração do VASPS. Fonte: Petrobras



Figura 1. 7 Ilustração do SSAO. Fonte: Petrobras



Figura 1. 8 Ilustração do RWI. Fonte: Petrobras

Suas características são:

- VASPS – Vertical Anular Separation System: Promove a separação gás-líquido, além de bombear o líquido utilizando BCSS;
- SSAO – Separação submarina de água e óleo: Realiza a separação água e óleo pesado a partir do princípio gravitacional em um separador do tipo tubular;
- RWI – *Raw Water Injection*: Injeção de água do mar no reservatório para manter a pressão para produção.

Neste cenário, visando a redução da planta nas Unidades Estacionárias de Produção - UEPs, é necessário o desenvolvimento de um sistema de potência com demandas na ordem de MW. Usualmente a alimentação destas cargas submarinas é de forma radial em que os equipamentos utilizados são basicamente, em ordem:

1. VSD – *Variable Speed Drive*, conversores de frequência responsável para partida, parada, controle, monitoramento e proteção do sistema elétrico submarino;
2. Umbilical de Potência – cabo elétrico de potência com armadura para resistir a movimento fadiga no treco vertical que pode chegar a 3000m que somados ao trecho no leito marinho é comum uma distância total de até 10km.
3. Sistema de conexão elétrica de potência – Para realizar a conexão elétrica entre o cabo de potência e o motor submarino é necessário realiza-las no ambiente marinho. Para isso há equipamentos de conexão submarinos como conectores, penetradores e mangueiras submarinas. Estes equipamentos têm como característica principal a compensação de pressão, pois há um preenchimento de

óleo em que um elastômero se contrai ou se dilata de acordo com a pressão da água do mar.

4. Motor elétrico submarino - conforme foi apresentado anteriormente, há diversos tipos de bombas, assim a potência e corrente nominal também são variáveis.

Assim, na medida em que aumenta a demanda de energia elétrica, a produção de óleo se depara com algumas questões como quantidade, potência e distância entre as cargas submarinas até UEP. O custo do umbilical de potência pode vir a ser o fator determinante para a tomada de decisão de um sistema de processamento submarino. Desta forma, a utilização de sistemas de transmissão e distribuição submarina são as alternativas que podem viabilizar a expansão da produção e novos projetos em águas profundas.

A utilização de apenas um umbilical de transmissão ao invés de diversos para cada carga traz uma grande vantagem, pois além da grande redução do custo de umbilical haveria distribuição das cargas através de um painel submarino com chaves seccionadoras submarinas ou disjuntores submarinos, possibilitando assim um melhor arranjo submarino. Outro ponto a salientar é a redução de equipamentos instalados na UEP.

Porém, vale ressaltar que a proposta de transmissão e distribuição submarina traz diversos desafios tecnológicos, tais como desenvolvimento de novos materiais para operação nas condições adversas do fundo do mar, além de equipamentos dimensionados para uma vida de trabalho extensa, ou seja, equipamentos com confiabilidade alta.

Para o desenvolvimento destes equipamentos no ambiente submarino já houve e ainda há diversas parcerias entre os operadores de produção de petróleo e os fabricantes de equipamentos elétricos. Segue abaixo alguns exemplos¹:

- SPEED – Subsea Power Electrical Energy Distribution: JIP (*Joint Industry Project*) liderado pela ALSTOM, finalizado em 2004;
- SEPDIS – Subsea Electrical Power Distribution System: JIP liderado pela ABB, finalizado em 2005;
- Subsea Electric Power Grid - Siemens: JIP em que o fornecedor é a Siemens, em andamento;
- Subsea Electric Power Grid - ABB: JIP em que o fornecedor é a ABB, em andamento.

Assim, a proposta deste trabalho é, utilizando este curto histórico do sistema elétrico submarino, uma análise na área de proteção da distribuição para um cenário real em que se utilizaria um sistema de transmissão e distribuição elétrica submarina.

¹ NOTA: Há diversas outras iniciativas no momento, inclusive em outras áreas de atuação como transmissão em corrente contínua, como por exemplo, o projeto da GE chamado MSDC – *Modular Stacked Direct Current*

I.2 OBJETIVOS

Esta proposta de trabalho tem como objetivo realizar simulações para um cenário real de processamento submarino que tem como característica o agrupamento de cargas submarinas com distância de 50 km, em que, sob o aspecto da parte elétrica, uma das estratégias é a utilização do sistema de transmissão e distribuição elétrica submarina. Assim, utilizando este cenário como pano de fundo, este trabalho tem como objetivo geral o estudo com foco nas questões relativas ao sistema de proteção de distribuição submarino. É importante salientar que para este sistema elétrico submarino, apesar de ser considerado um sistema de distribuição não-aterrada, devido, principalmente, às suas vantagens nas questões de não haver grandes magnitudes de correntes para faltas à terra, não é permitido alimentação de cargas sob falta, ou seja, é necessário a atuação da proteção. Também está sendo considerado como linha de transmissão e distribuição o uso de umbilicais de potências para este sistema de distribuição elétrica submarino.

Faz parte deste trabalho também uma análise sobre o comportamento das componentes simétricas de tensão e corrente nas situações de curto monofásicos pois, a partir destes resultados e observações, são formulados os princípios conceituais para a definição das estratégias de filosofia de proteção a ser adotado.

Desta forma, é proposto neste trabalho a modelagem no software *Matlab/Simulink* das funções de proteção para que haja a devida confiabilidade no sistema de proteção tanto para faltas trifásicas quanto monofásicas desde a saída da plataforma até os terminais dos conversores de frequência submarinos. É apresentada, então, uma proposta de sistema de proteção baseado em funções direcionais de neutro utilizando medições de tensão local ou remotamente, ou mesmo sem leitura de tensão. Resultados de simulação são apresentados e analisados a fim de validação de sua viabilidade técnica como uma alternativa para serem aplicados nas redes elétricas submarinas do futuro. Estes blocos de funções de proteção poderão ser utilizados para análise de simulação para diversos cenários na Petrobras.

I.3 ESTRUTURA DO TEXTO

A presente dissertação de mestrado foi organizada em sete capítulos com intuito de apresentar e analisar todas as questões relacionadas ao tema escolhido.

Este capítulo visa apresentar uma contextualização sobre a área de atuação deste trabalho apresentando um histórico e os objetivos deste trabalho.

No capítulo 2 é apresentada uma revisão bibliográfica dos principais tópicos a serem abordados dando em ênfase sobre as funções de proteção a serem estudadas, as

particularidades dos sistemas de aterramento, principalmente o sistema de alta impedância e isolado, foco desta dissertação e, por fim, é abordado a influência dos equipamentos de medição.

No capítulo 3 é abordado o cenário base que serve como pano de fundo para as simulações realizadas em regime permanente, a fim de verificar a análise de tensão e corrente em regime para diversos casos operacionais, outra análise é de estudo de faltas com o propósito de encontrar as magnitudes de corrente e tensão para os diversos casos de curto-circuito.

O capítulo 4 visa apresentar a modelagem dos relés de proteção, a intenção aqui ainda é apenas validação das funções de proteção a serem incluídas nos modelos base do capítulo 5.

No capítulo 5 são apresentados os resultados considerando o modelo do cenário base em conjunto com os modelos dos relés de proteção. Neste capítulo é apresentada a coordenação e seletividade da proteção de sobrecorrente, a verificação dos tempos e a eficiência das atuações dos relés direcionais de neutro, já considerando todas as particularidades propostas neste trabalho.

O capítulo 6 consolida os resultados e faz algumas sugestões para futuros desenvolvimentos no campo da proteção direcional de neutro para sistemas de aterramento de alta impedância e isolados.

Por fim, são apresentadas as principais conclusões deste trabalho e as referências bibliográficas que serviram de base para esta dissertação.

Capítulo II - REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

II.1 PROTEÇÃO DOS SISTEMAS ELÉTRICOS

II.1.1 RELÉS

De acordo com a IEEE C37.113(1999), o relé é um dispositivo elétrico projetado para responder às condições de entrada de uma forma prescrita e, após certas condições pré-especificadas serem atendidas, causar a operação ou mudança em um circuito elétrico de controle. Ainda é adicionado o comentário de que estas entradas normalmente são elétricas, porém poder ser de natureza térmica, mecânica ou qualquer grandeza ou mesmo combinações das mesmas. Outra informação importante é de que uma simples chave ou quaisquer simples dispositivos não são relés.

De acordo com a IEEE 100(2000), relé de proteção é um equipamento que tem como função detectar defeitos nos equipamentos ou comportamentos anormais ou de natureza perigosa e iniciar de modo adequado e de forma seletiva as ações no circuito de controle para isolar a menor seção de rede possível para isolar o problema.

Já para ELMORE (2003), relés seriam dispositivos conectados ao sistema elétrico para detectar condições intoleráveis indesejáveis.

Assim, pode-se definir que o relé é um dispositivo que comanda a abertura do disjuntor no sistema elétrico para os casos em que há algum evento anormal para uma condição de regime permanente. Desta forma para que a devida atuação seja de forma prudente, é necessário que os ajustes sigam uma filosofia de proteção adequada ao sistema ou equipamento a ser protegido. Para tanto, antes é necessário definir alguns conceitos básicos de proteção. São eles basicamente:

- Zona de proteção: corresponde ao componente do sistema elétrico a ser protegido pelo equipamento de proteção;
- Proteção principal: corresponde ao equipamento do sistema de proteção mais próximo do defeito. Sua função é diagnosticar e tomar as devidas ações pré-definidas, podendo ser, por exemplo, a de isolar o sistema com defeito o mais rápido possível;
- Proteção de retaguarda: se trata do equipamento que vem a atuar em caso de falha da proteção principal;
- Sensibilidade: este conceito se trata basicamente do alcance do equipamento de proteção, ou seja, define até onde cada zona de proteção pode ser protegida por cada equipamento;

- Seletividade: se trata do conceito da operação correta apenas dos equipamentos necessários para isolamento restrito do problema sem afetar cargas adjacentes;
- Velocidade de Atuação: o propósito deste conceito é que a abertura seja o mais rápido possível, afim de evitar efeitos colaterais no sistema como algum risco de instabilidade;
- Confiabilidade: este conceito está ligado com a probabilidade do sistema de proteção vir a atuar no momento correto, ou seja, evitar atuações desnecessárias ou mesmo atuações indevidas para faltas adjacentes;
- Montante: A partir de qualquer referência do sistema elétrico, este termo é utilizado para equipamentos localizados antes do ponto de referência;
- Jusante: A partir de qualquer referência do sistema elétrico, este termo é utilizado para equipamentos localizados depois do ponto de referência;
- Pick-up: este é o valor da grandeza pré-ajustada que acionará o sistema de proteção após ser ultrapassado.

Neste trabalho é considerado o uso de relés digitais. Assim para o uso deste equipamento é necessário que haja as etapas de processo de obtenção e tratamento dos sinais para possibilitar sua utilização em algoritmos de proteção implementados em microprocessadores.

II.1.1.1 FILTRAGEM ANTI-ALIASING

Para o processo do algoritmo das funções de proteção, antes é necessário filtrar os sinais indesejáveis que poderiam interferir no resultado final.

Desta maneira é necessário realizar a amostragem dos sinais contínuos no tempo para uma sequência numérica, ou seja, para sinais discretos no tempo. A taxa de amostragem deve ser escolhida em função da maior frequência contida no espectro do sinal contínuo.

Segundo o teorema de amostragem de Nyquist, para que uma determinada frequência f_1 do sinal analógico seja ou possa ser completamente reconstruída, a taxa amostral deve ser no mínimo igual a $2f_1$. Assim, para que seja evitado o fenômeno de sobreposição de espectros (aliasing), filtros anti-aliasing são usados na aquisição de sinais dos relés digitais. Conforme equação (2.1)

$$f_A = \frac{1}{T_A} > 2f_{MAX} \quad (2.1)$$

onde, f_A = frequência de amostragem; T_A = taxa de amostragem; f_{MAX} = frequência máxima de amostragem. Assim, pode-se utilizar à montante um filtro analógico a fim de estabelecer um limite conhecido para frequência máxima, ou seja, esta seria a própria frequência de corte. Desta forma, por exemplo, se for considerado para o estudo um relé

com 16 amostras, ou seja, de 960 Hz, este filtro deverá atenuar toda frequência superior a 480 Hz.

É empregado ainda posteriormente algum algoritmo para obtenção da componente fundamental, como por exemplo, Fourier de um ciclo e algoritmo Cosseno. Este último como uma alternativa da primeira a fim de se atenuar os efeitos da componente de corrente contínua contida na corrente de falta. . Na Figura 2. 1 é apresentada a resposta em frequência dos dois algoritmos. (ELMORE, 1994)

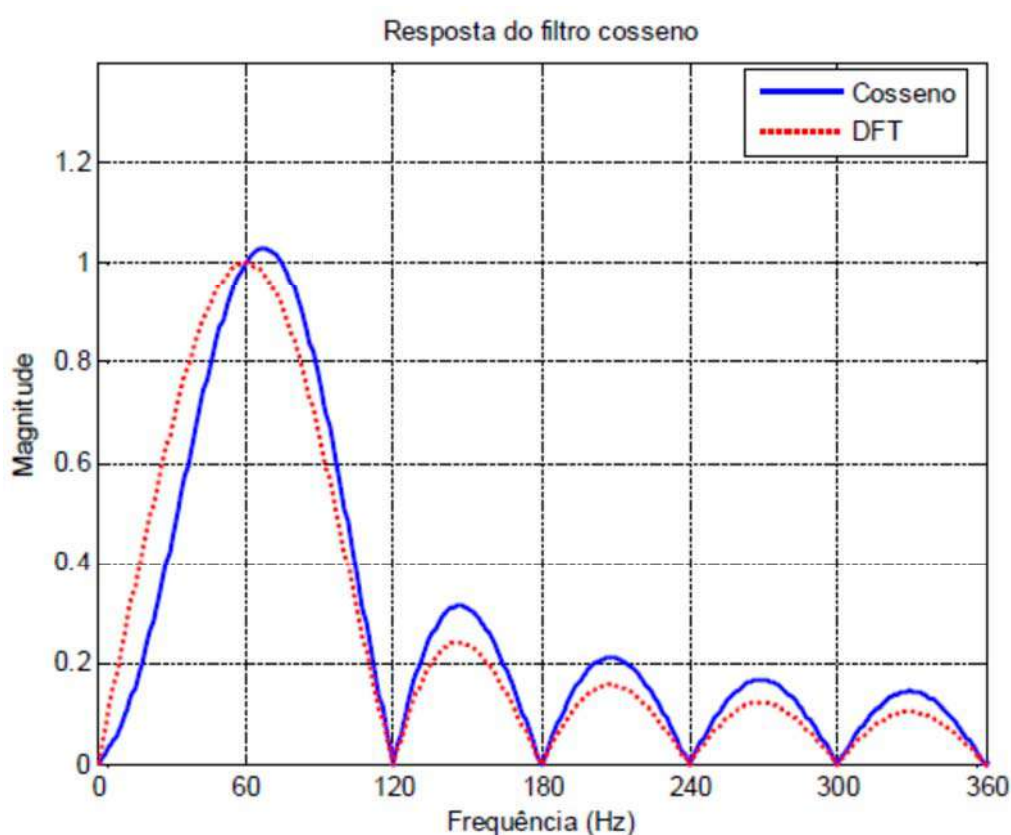


Figura 2. 1 Comparação da obtenção de sinal utilizando o método DFT e Cosseno

II.1.2 RELÉ DE SOBRECORRENTE

Para linhas de transmissão de média tensão ou mesmo para as linhas de distribuição operando de forma radial, ou seja, com geração apenas em uma das suas extremidades, é bastante comum o uso apenas da proteção de sobrecorrente tempo-inverso não direcional. Conforme CAMINHA (1977), esta proteção se baseia no princípio de que quanto maior for o valor da corrente de curto, menor deve ser seu tempo de atuação.

O relé de sobrecorrente se baseia na estratégia de estabelecer um valor de ajuste de corrente limite, assim a partir do instante de que este ajuste é ultrapassado, se inicia a temporização para o envio do sinal de atuação ao disjuntor para eliminação da falta. Esta

função de proteção pode ser aplicada para proteger qualquer equipamento de um sistema elétrico, como transformadores, geradores ou motores. (COURY, 2012).

Considerando a característica do tempo definidas pelas normas IEC 60255-3(1989) e IEEE C37.90(1999), há basicamente duas opções, atuação instantânea (50) ou temporizada (51). O relé de sobrecorrente instantâneo tem a característica de não sofrer nenhum atraso intencional no envio de atuação ao disjuntor, ou seja, assim que o valor de ajuste é ultrapassado o sinal de atuação é enviado. Já o relé de sobrecorrente temporizado permite a inclusão de um atraso intencional. Este atraso pode ser introduzido de duas formas:

- Relé de sobrecorrente temporizado com tempo definido;
- Relé de sobrecorrente temporizado com tempo inverso.

A diferença básica entre os dois é de que para o relé de tempo definido, após ultrapassagem do valor de corrente pelo ajuste preestabelecido, o tempo de envio de atuação da proteção será também um valor predefinido. Porém, para o caso do relé com tempo inverso, este tempo de atuação estará sujeito ao valor de corrente, pois o tempo de atuação de proteção se trata agora de uma curva tempo (s) x corrente (A), de acordo com a seguinte equação (2.2), (MAEZONO, 2010):

$$t = T \left(\frac{\beta}{\left(\frac{I}{I_s} \right)^\alpha - 1} \right) + L \quad (2.2)$$

onde t =tempo de operação do relé(s); T =dial ou ajuste multiplicador de tempo;
 I =Corrente de falta; I_s = TAP ou Corrente de *pickup* ou de atuação ajustada no relé;
 α, β, L =Coeficientes que determinam a inclinação característica do relé;

Assim, de acordo com as normas IEC 60255-3(1989) e IEEE C37.90(1999), segue a Tabela 2. 1

Tipo de Curva	Norma	β	α	L
Normal Inversa	IEC 60255-3(1989)	0,14	0,02	0
Muito Inversa		13,5	1	0
Extremamente Inversa		80	2	0
Inversamente de tempo Longo		120	1	0
Inversamente de tempo Curto		0,05	0,04	0
Moderadamente Inversa	IEEE C37.90 (1999)	0,0104	0,02	0,0226
Inversa		5,95	2	0,180
Muito Inversa		3,88	2	0,0963
Extremamente Inversa		5,67	2	0,0352
Inversamente de tempo Curto		0,00342	0,02	0,00262

Tabela 2. 1 - Tipos de Curvas de sobrecorrente de acordo com IEC e IEEE

II.1.3 RELÉ DE SOBRECORRENTE DIRECIONAL

Relés de sobrecorrente convencionais são basicamente não direcionais, o que implica a atuação devido apenas a magnitude da corrente e não leva em consideração a direção ou a

defasagem angular para tal. Desta maneira não é possível detectar se a falta está à montante ou à jusante do relé. Na prática, o relé sempre deveria atuar para faltas à montante e ser bloqueado para que não haja atuações indevidas fora de sua zona de proteção para faltas à jusante. Assim, para as situações em que é necessário garantir esta funcionalidade é necessário adicionar um relé direcional a fim de bloquear atuações em sentido contrário.

Para os sistemas elétricos em que há mais de uma fonte, ou seja, fontes em duas extremidades opostas de um sistema há a necessidade do uso de um relé em que leve em consideração o sentido do fluxo de energia (PAITHANKAR, 2010).

Para atender esta questão de direcionalidade é preciso utilizar duas grandezas: de operação e de polarização. Assim, por exemplo, a corrente normalmente é utilizada como a grandeza de operação e a medição de tensão pode ser utilizada como a de polarização. A direcionalidade se dá na defasagem destas grandezas.

Apenas para introdução do tema da sobrecorrente direcional pode se listar três tipos básicos de ligações convencionais levando-se em consideração relés direcionais polarizados por tensão-corrente. É importante frisar que para cada tipo de ligação corresponde a diferentes ângulos de torque máximos, sendo que o ajuste de atuação para cada tipo difere um do outro. Os três tipos podem ser verificados na Figura 2. 2.

- Conexão 30° - Nesta ligação a corrente de operação I_A está adiantada da tensão de polarização V_{AC} de um ângulo de 30°.
- Conexão 60° - Neste caso, a corrente de operação I_A está adiantada da tensão de polarização $V_{BC} + V_{AC}$ de ângulo de 60°.
- Conexão 90° - Já nesta ligação, a corrente de operação I_A está adiantada da tensão de polarização V_{BC} de ângulo de 90°.

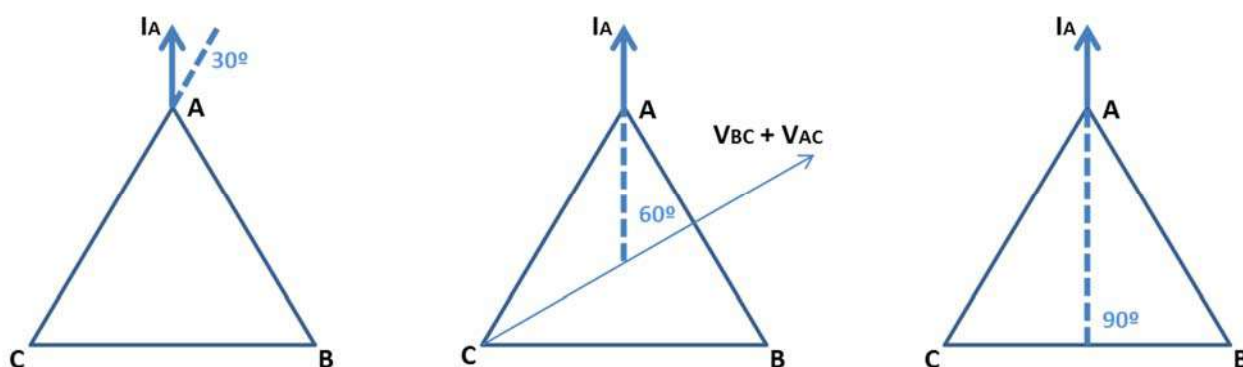


Figura 2. 2 Tipos de ligação para permitir a direcionalidade

Um exemplo clássico pode ser verificado na Figura 2. 3.

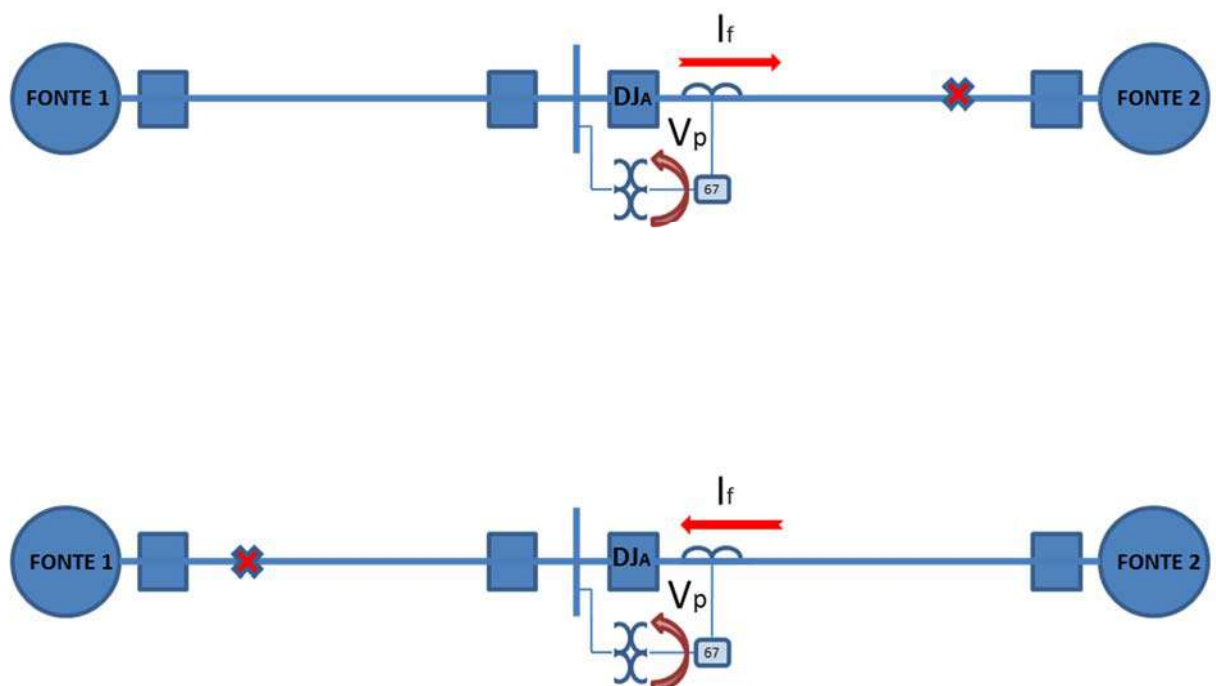


Figura 2. 3 Exemplo de Aplicação do Relé Direcional

Neste exemplo, verifica-se que a correta atuação dos relés para este sistema, em que há uma fonte de alimentação em cada extremidade das linhas, respeitando-se uma das premissas de filosofia de proteção que é a seletividade, seria, no primeiro caso, a atuação do disjuntor DJA , pois a falta está à jusante. Já para o segundo caso, a correta operação do disjuntor DJA é que a proteção de sobrecorrente seja bloqueada pela direcionalidade, visto que nesta situação a falta se encontra à montante.

II.1.3.1 PROTEÇÃO DIRECIONAL PARA SISTEMAS NÃO-ATERRADOS

Para este trabalho, se faz necessário aprofundar um pouco mais neste tópico da função de sobrecorrente, pois é previsto para o estudo em questão que esta funcionalidade da proteção seja empregada mais adiante, no Capítulo IV – Modelagem de Proteção. Como será verificado mais adiante no Cenário Base de estudo a aplicação do sistema de proteção a ser estudada será para um sistema radial de alta impedância. Assim, a função de direcionalidade será utilizada, porém com viés para faltas entre fase e terra. O motivo principal pelo qual se faz necessário o uso desta função para este tipo de falta é que devido ao tipo de aterramento do sistema, em conjunto com a particularidade das linhas de transmissão e distribuição, há a presença de contribuições de correntes capacitivas para faltas que envolvam a terra em qualquer parte do sistema, fazendo com que haja o risco da atuação indevida em linhas adjacentes.

Para sistemas de aterramento de alta impedância ou mesmo não aterrado, funções de proteção de sobrecorrente convencionais ou mesmo de sequência negativa não são efetivas para a correta atuação de proteção (ERROA, 2007).

Para o melhor entendimento do que teoricamente ocorre é necessário analisar como é o comportamento das componentes simétricas para uma falta envolvendo uma fase e a terra, por exemplo, uma falta entre a fase 'a' e o terra em um sistema não aterrado, conforme Figura 2. 4 e Figura 2. 5.

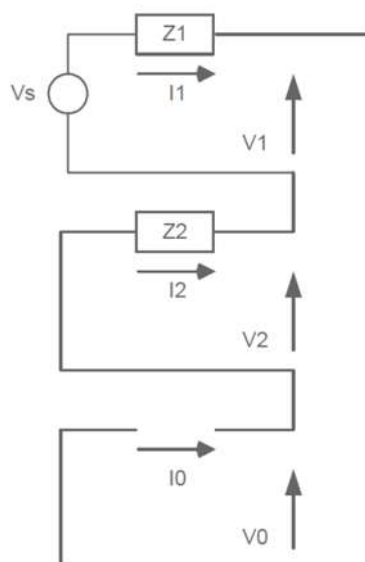


Figura 2. 4 Análise teórica das componentes simétricas para uma falta AG em um sistema não - aterrado. (ERROA, 2007)

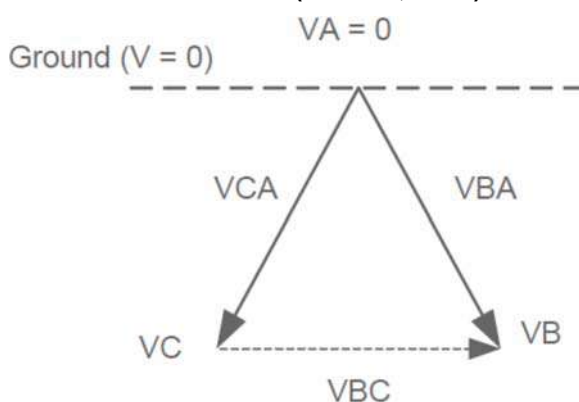


Figura 2. 5 Análise teórica das componentes simétricas para uma falta AG em um sistema não - aterrado. (ERROA, 2007)

Assim, teoricamente não haveria circulação de corrente, o que acarretaria a dificuldade ou mesmo impossibilidade do uso de proteções de sobrecorrente convencionais. Porém, conforme informado anteriormente devido a capacitâncias das linhas, para este cenário específico do uso de umbilicais submarinos, há a circulação de corrente. O motivo é que o sistema equivalente de sequência zero é a soma de todas as capacitâncias de sequência zero, ou em outras palavras, a combinação em paralelo de todas as capacitâncias das linhas e dos demais equipamentos, conforme Figura 2. 6

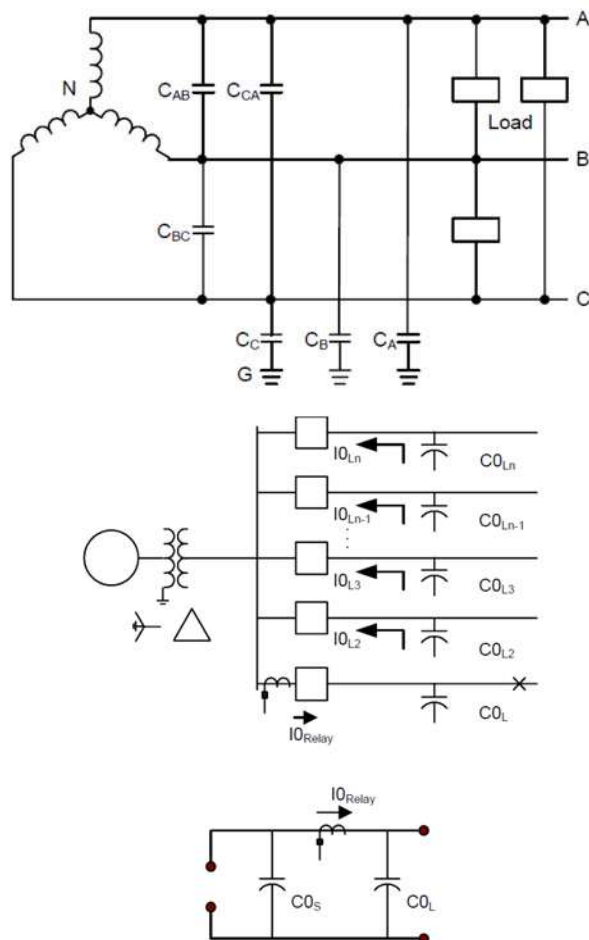


Figura 2. 6 Impedância de sequência zero das capacitâncias em um sistema não-aterrado.
(ERROA, 2007)

Desta forma, verifica-se que para linha protegida para faltas monofásicas em sistema não aterrado a corrente de falta é capacitiva determinada pelo equivalente de sequência zero das capacitâncias transversais dos cabos submarinos.

Assim, devido à questão da magnitude de corrente ser bastante limitada pelo tipo de sistema de aterramento somado à característica das capacitâncias distribuídas na linha transmissão e distribuição faz com que seja necessária a utilização de um esquema de proteção mais adequado.

Na indústria se utiliza também para este tipo de aterramento a proteção de sobretensão de neutro (59N). A razão é pelo motivo de sua simplicidade visto que para sistemas industriais em que dificilmente há desequilíbrio de fases, não haveria valores altos para tensão fase-terra, assim a medição desta grandeza só seria alterada caso ocorresse uma falta fase-terra.

A justificativa para que essa função de proteção sendo utilizada apenas de forma isolada não seja o suficiente para a correta atuação na linha defeituosa é de que usualmente a tensão de neutro é medida diretamente no barramento onde estão conectadas as linhas de distribuição. Assim, qualquer falta monofásica em qualquer linha conectada na mesma barra

que as demais afetarão as grandezas de tensão na barra, ou seja, apesar desta função identificar com sucesso que há uma falta monofásica ocorrente, esta função não permite por si só identificar qual a linha defeituosa.

Desta maneira, é necessário utilizar um esquema de proteção diferenciado em que se leve em consideração a direcionalidade para que seja possível a identificação de qual linha de distribuição há o defeito.

Outra abordagem para se evitar o uso da função de direcionalidade é realizar o ajuste de sobrecorrente de neutro acima do valor das contribuições das corrente capacitivas dos circuitos de distribuição adjacentes. O risco é que possa ocorrer algum evento não previsto durante uma situação de falta fase-terra e o valor desta contribuição de corrente capacitiva ser maior do que o calculado. Sendo assim, caso seja possível, é recomendável o uso da função da direcionalidade para garantir as premissas de filosofia de proteção.

II.1.4. PROTEÇÃO DE DISTÂNCIA

A filosofia de se utilizar a proteção de sobrecorrente é a partir de que se trata de um sistema em que se pode pré-ajustar um valor de pick-up, partindo do princípio que é possível alcançar até o limite de zona de proteção de cada relé. A questão é quando a impedância da linha devido a distância reflete em valor de corrente para uma situação de falta muito próximo da corrente nominal do circuito

A proteção de distância visa solucionar esta questão, pois a medição dos parâmetros de tensão e corrente são calculados desde o ponto do relé.

Desta forma, é possível a parametrização com as impedâncias da linha, delimitado por uma região no plano R-X e assim, na situação de falta, a partir das medições de tensão da barra e corrente da linha, se calcula a impedância resultante que reflete a distância do ponto da falta. Se este valor for menor do que o parametrizado o relé então envia o sinal de atuação (trip) para o disjuntor, visto que a falta está dentro da sua zona de proteção.

Para situação de operação normal, as medições de tensão e corrente representam a impedância de sequência positiva vista pelo relé. Como esta impedância é superior à impedância da linha, o relé não envia sinal algum para atuação. Esta impedância é conhecida como “impedância de carga”.

Apenas como informação sobre os tipos de proteção de distância, seguem abaixo alguns tipos:

- Relé de Impedância simples, apesar de cumprir ao alcance de sua zona de proteção, há a questão que necessitam de um elemento de direcionalidade para evitar atuações indevidas para faltas à montante, conforme Figura 2. 7;

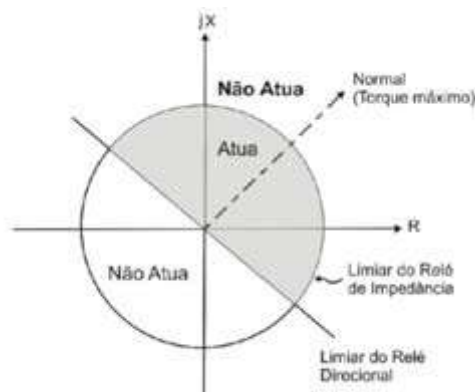


Figura 2. 7 Diagrama R-X com os relés de impedância e direcional. (OLIVEIRA, 2016)

- Relé de Admitância - Mho, este relé já tem a vantagem de que a direcionalidade faz parte de sua filosofia de atuação, visto que sua atuação se inicia no ponto que tangencia o círculo do diagrama R-X. Outra vantagem em relação ao relé de Impedância simples é que o Mho permite que haja inclinações com a finalidade de prover uma melhor atuação para os casos de resistências de faltas. Basicamente existem duas desvantagens para este tipo de relé: Faltas com resistências em que impeça a correta atuação deste relé e Faltas muito próximas ao barramento, pois pode haver uma falsa indicação de que a falta esteja no sentido reverso. Na Figura 2. 8, pode-se verificar uma simples ilustração desta função de proteção;

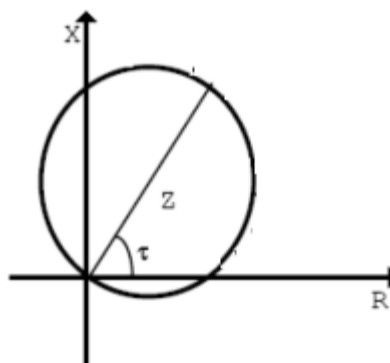


Figura 2. 8 Ilustração do relé MHO

- Relé de distância Quadrilateral, considerado como o relé ideal visto que atende ao quesito de alcance até a zona de proteção especificada, além de ter um alcance para faltas envolvendo resistências de contato. Praticamente consiste de um relé de reatância, ao qual limita o alcance na zona de operação no eixo da reatância e mais duas unidades resistivas que limitam o alcance resistivo no primeiro e segundo quadrante do diagrama R-X, conforme Figura 2. 9;

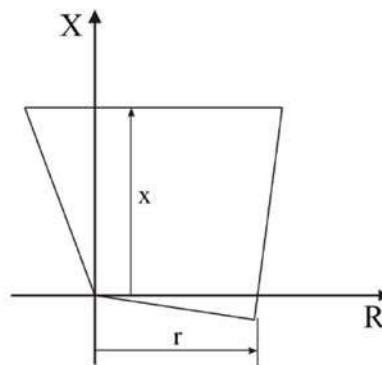


Figura 2. 9 : Diagrama R-X do relé quadrilateral.

II.1.5. PROTEÇÃO DIFERENCIAL

Esta função de proteção é bastante utilizada para proteção de equipamentos como transformador, gerador ou motor, além de proteção de barramentos, porém pode ser utilizado para os casos de linhas. A questão principal de que não seja muito utilizada esta proteção para linhas é a necessidade de medição de corrente em todas as extremidades da zona a ser protegida. Seu princípio de funcionamento se constitui na comparação da corrente e a partir do resultado deste cálculo pode-se diagnosticar que há uma falta ou não.

Assim, a proteção diferencial oferece uma atuação instantânea para toda extensão da linha protegida. Pode-se afirmar que a proteção diferencial apresenta melhor desempenho que a proteção de distância para diferentes valores de resistência de falta (NAVARRO, 2003). Segue um esquema básico sobre o funcionamento da proteção diferencial na Figura 2. 10.

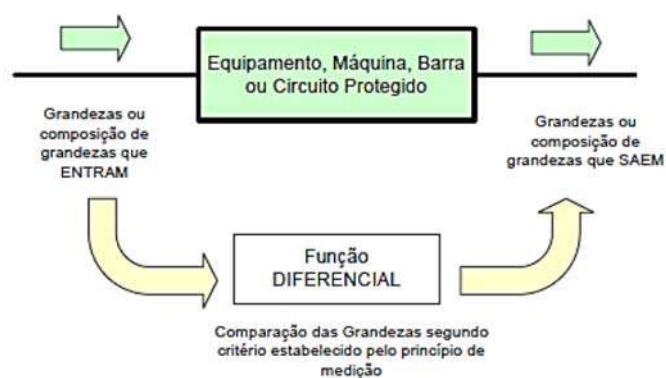


Figura 2. 10 Esquema básico sobre relé diferencial (SILVA, 2012)

Basicamente o relé diferencial opera em duas zonas: Zona de Restrição e Operação. A razão para haver estas duas zonas é evitar uma atuação indevida por correntes diferenciais que não sejam relativas às faltas internas. Assim, se faz o uso de uma declividade considerando certos fenômenos, tais como:

- Altas correntes de Inrush podem surgir, para o caso de proteção de transformadores;
- Corrente de magnetização internas devido a remoção de uma falta externa;
- Sobre-excitação do transformador;
- Saturação dos transformadores de correntes.

II.2 SISTEMAS DE ATERRAMENTO

Os principais objetivos dos sistemas de aterramento são minimizar os estresses de tensão e térmico nos equipamentos, prover segurança para os profissionais, reduzir interferências de comunicações e dar assistência para uma detecção e eliminação rápida para faltas à terra (ROBERTS, 2001).

As proteções referentes às faltas a terra devem levar em consideração o tipo de sistema de aterramento. Sistemas solidamente aterrados ou de baixa impedância tem como característica principal a alta corrente para faltas monofásicas. Assim, para tais níveis de corrente é necessária filosofia de proteção que tenham como premissa a abertura da linha no menor tempo possível. Desta maneira, para as faltas que envolvam a terra, devido à alta magnitude de corrente, apenas da proteção de sobrecorrente já é possível atender as premissas de seletividade e velocidade de proteção. Pode-se apresentar alguma dificuldade de detecção para falta à terra que envolva alta impedância.

Já para sistemas de alta impedância a premissa é exatamente oposta, ou seja, propositalmente não há uma ligação à terra, pois a intenção neste caso é exatamente que não flua altos valores de correntes para faltas que envolvam a terra. Desta maneira, quando se tem uma leitura de corrente durante as faltas monofásicas o motivo é simplesmente devido aos componentes capacitivos dos cabos de potência envolvidos em todo o sistema. Estes valores tendem a ser muito menores se comparados a um sistema solidamente aterrados, assim em muitos casos é permitido que a operação dos equipamentos continue normalmente até que se encontre a localidade do problema e assim solucioná-lo de forma isolada. Este tipo de operação só é permitido devido ao fato de que, mesmo durante faltas à terra, o triângulo das tensões de linha não é alterado. A única ressalva para esta operação sob uma falta à terra é de que é necessário que o isolamento entre fase e terra dos equipamentos deste sistema esteja dimensionado para tensões de linha.

Em resumo, os tipos de aterramento são: solidamente aterrado, baixa impedância, alta impedância e isolado. Há ainda o tipo de sistema de aterramento ressonante ou compensado. Este último tipo de aterramento não será foco de estudo, assim apenas como informação adicional é que este sistema se baseia na compensação das capacitâncias do

sistema através de reatores para ligações à terra. Basicamente, a ideia é que haja uma impedância alta na sequência zero do sistema para os momentos de faltas. Como um exemplo clássico deste tipo de reator é a Bobina de Peterson que permite o ajuste da indutância para diferentes topologias de rede. Sistemas compensados permitem até 80% de extinção de arcos para o caso de faltas momentâneas à terra de linhas aéreas.

A proteção que envolva a terra para os sistemas de aterramento de alta impedância, isolado ou mesmo o compensado requer uma sensibilidade maior, visto que a corrente de falta é muito menor. Assim tradicionalmente se utiliza diversos métodos de detecção de faltas, tais como o método da medição pela potência ativa da sequência zero também conhecido como *wattmetric method*, pois é possível verificar a direcionalidade do fluxo de potência e habilitar a proteção de sobrecorrente residual (AIEE, 1950). Outros métodos também utilizados são referentes às medições de conteúdos harmônicos em regime para detecção de faltas conforme GUELFAND(1987) E e FEDOSEEV(1976) e medições das componentes transientes da corrente e tensão no regime transitório durante as faltas (GRIFFEL, 1994).

II.2.1 SISTEMA DE ATERRAMENTO ISOLADO

A característica principal deste sistema é de que não há ligação intencional alguma entre o neutro do sistema e a terra. Assim, as ligações para terra são basicamente pelas capacitâncias entre as fase e o terra do sistema, conforme Figura 2. 11.

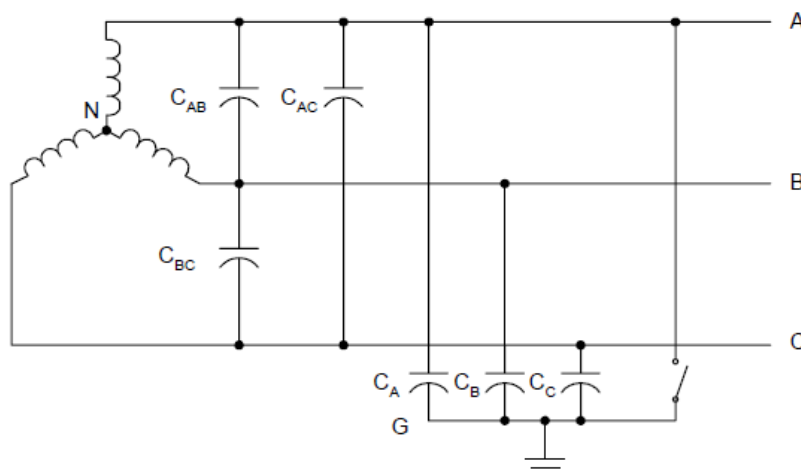


Figura 2. 11 Sistema de aterramento isolado

Outra característica é que devido ao baixo valor de corrente de falta definido, exclusivamente pelas capacitâncias fase-terra do sistema, e a própria impedância de falta e também pelo fato que o triângulo das tensões de linha praticamente não se altera nas condições de falta à terra, o sistema pode permanecer operacional durante as faltas monofásicas. É possível verificar o comportamento da grandeza das tensões durante uma falta fase à terra na Figura 2. 12.

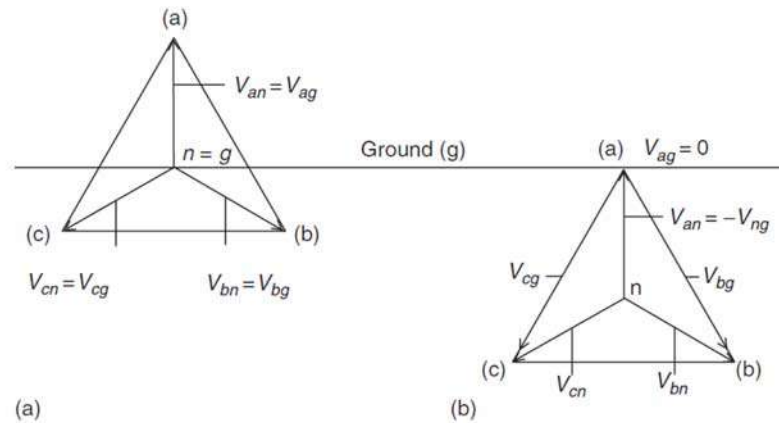


Figura 2. 12 Diagrama dos fasores de tensão do sistema: (a) Sistema em regime operacional, (b) Sistema em situação de falta (Falta fase-terra franca AG, $R_f=0$)

Como já foi informado anteriormente, este tipo de sistema de aterramento quando submetido a uma situação de faltas fase-terra tem a característica de impor ao sistema uma sobretensão às fases sãs na razão de 1,73 vezes, como será demonstrado logo em seguida. Porém, tem também como característica diversos benefícios como, por exemplo, a redução do efeito térmico nos equipamentos do sistema. Devido à baixa magnitude de corrente de falta se comparada às correntes de falta no sistema solidamente aterrados.

Apenas para um melhor entendimento das componentes da corrente de falta para o caso deste sistema de aterramento, comparando-se os valores de reatância capacitiva de sequência zero com os valores de reatância indutiva de sequência positiva e negativa percebe-se que a corrente de falta é praticamente resultado da reatância capacitiva de sequência zero, conforme Figura 2. 13, Figura 2. 14 e Figura 2. 15 e as equações (2.3), (2.4) e (2.5).

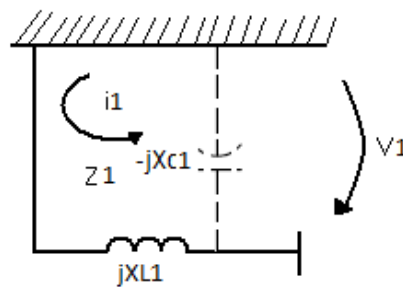


Figura 2. 13 Sequência Positiva

$$V_1 = E - Z_1 \cdot I_1, \quad (2.3)$$

Como $XL1 \ll XC1$, Z_1 é aproximadamente $XL1$

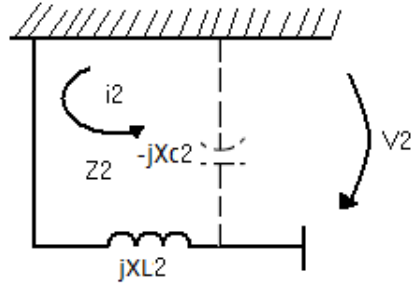


Figura 2. 14 Seqüência Negativa

$$V_2 = -Z_2 \cdot I_2 \quad (2.4)$$

Como $X_{L2} \ll X_{C2}$, Z_2 é aproximadamente X_{L2}

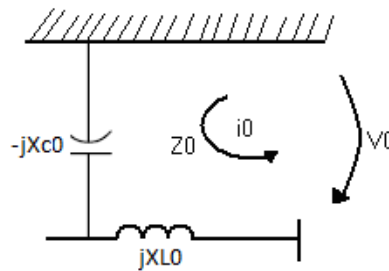


Figura 2. 15 Seqüência Zero

$$V_0 = -I_0 \cdot (Z_0) \quad (2.5)$$

Como $X_{C0} \gg Z_1$ e Z_2 então a corrente de falta é aproximadamente decorrente de X_{C0}

Assim, considerando a situação de curto fase-terra para sistemas de aterramento isolado, segue a demonstração linear para se entender seus efeitos nas grandezas de tensão e corrente.

Desta forma, partindo da seguinte condição de contorno, de acordo com as equações (2.6), (2.7), (2.8) e (2.9):

$$I_1 = I_2 = I_0 \quad (2.6)$$

$$I_0 = \frac{E}{Z_1 + Z_2 + Z_0} \quad (2.7)$$

$$Z_0 = -jX_{c0} \gg Z_1, Z_2 \quad (2.8)$$

$$I_0 = \frac{E}{-jX_{c0}} \quad (2.9)$$

Para o cálculo das correntes segue nas equações (2.10) e (2.11) o desenvolvimento do equacionamento das correntes

$$I_1 = I_2 = I_0 = \frac{V_S}{X_{OC}} \quad (2.10)$$

$$I_a = 3I_0 = \frac{3V_S}{X_{OC}} \quad (2.11)$$

É interessante observar que a corrente na fase b e na fase c serão zero no ponto da falta, porém ao longo do circuito, devido à reatância de capacitância de sequência positiva estar em paralelo com a reatância indutiva de sequência positiva da fonte e qualquer equipamento em série (o mesmo raciocínio vale para a sequência negativa), isto implica que I_1 e I_2 não são exatamente iguais a I_0 , assim desta forma haverá uma corrente I_b e I_c sendo elas as correntes de retorno pelas capacitâncias respectivas da corrente de falta (BLACKBURN, 1987). A Figura 2. 16, ilustra bem este conceito.

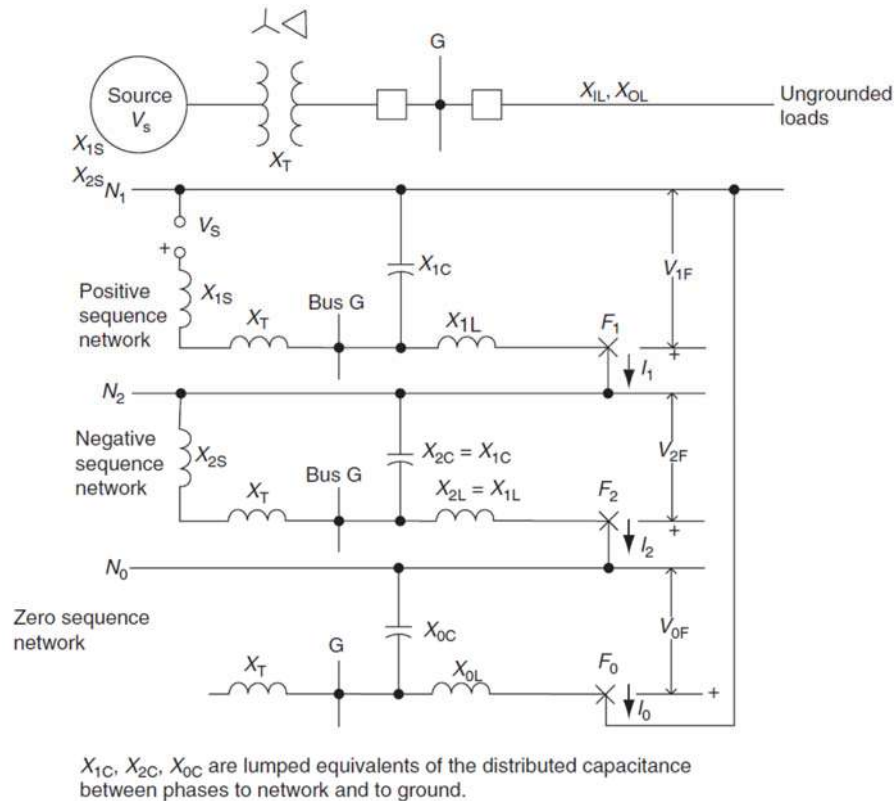


Figura 2. 16 Diagrama de sequência e interconexões para uma falta fase-terra em um sistema isolado. (BLACKBURN, 1987)

Já na **Figura 2. 17**, é possível verificar como é a distribuição dos fasores de tensão e corrente para uma falta monofásica em um sistema isolado.

Para que seja possível o entendimento de que as tensões de linhas não são alteradas para este tipo de aterramento segue abaixo o equacionamento das tensões (2.12), (2.13), (2.14) e (2.15), partindo da tensão V_a .

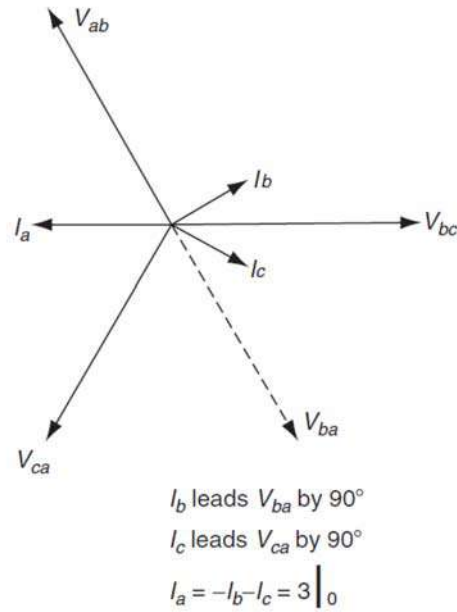


Figura 2. 17 – Diagrama de fasores de fases para uma falta fase-terra em um sistema isolado.

$$\begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} V_0 \\ V_1 \\ V_2 \end{bmatrix} \quad (2.12)$$

$$V_a = V_0 + V_1 + V_2 \quad (2.13)$$

$$V_a = -(3Z_n + Z_0) + E - Z_1 I_1 - Z_2 I_2$$

$$V_a = E - I_0 (Z_1 + Z_2 + Z_0)$$

$$Z_0 = -jX_{c0} \gg Z_1, Z_2 \quad (2.14)$$

$$V_a = E - E = 0V \quad (2.15)$$

Já para o equacionamento da tensão V_b , segue (2.16) e (2.17):

$$V_b = V_0 + V_1 a^2 + V_2 a \quad (2.16)$$

$$V_b = -I_0 (3Z_n + Z_0) + (E - Z_1 I_1) a^2 - (Z_2 I_2) a$$

$$V_b = a^2 E - I_0 (Z_1 a^2 + Z_2 a + Z_0)$$

$$Z_0 = -jX_{c0} \gg Z_1, Z_2 \quad (2.17)$$

$$V_b = a^2 E - E = E(a^2 - 1) = \sqrt{3}E \angle -150^\circ V$$

Por fim, o mesmo raciocínio pode ser realizado para a tensão V_c , nas equações (2.18) e (2.19)

$$V_c = V_0 + V_1 a + V_2 a^2 \quad (2.18)$$

$$V_c = -I_0(3Z_n + Z_0) + (E - Z_1 I_1) a - (Z_2 I_2) a^2$$

$$V_c = E - I_0(Z_1 a + Z_2 a^2 + Z_0)$$

$$Z_0 = -jX_{c0} \gg Z_1, Z_2 \quad (2.19)$$

$$V_c = aE - E = E(a - 1) = \sqrt{3}E \angle 150^\circ V$$

Lembrando que todas estas tensões estão referenciadas para o neutro, assim para comprovar que as tensões de linha não sofrem qualquer efeito para este tipo de falta em sistemas de aterramento isolados, segue abaixo o equacionamento teórico:

Equacionamento de V_{ab} (2.20)

$$V_{ab} = V_a - V_b \quad (2.20)$$

$$V_{ab} = 0 - \sqrt{3}E \angle -150^\circ$$

$$V_{ab} = \sqrt{3}E \angle 30^\circ V$$

Equacionamento de V_{bc} (2.21)

$$V_{bc} = V_b - V_c \quad (2.21)$$

$$V_{bc} = \sqrt{3}E \angle -150^\circ - \sqrt{3}E \angle 150^\circ$$

$$V_{bc} = \sqrt{3}E \angle -90^\circ V$$

Equacionamento de V_{ca} (2.22)

$$V_{ca} = V_c - V_a \quad (2.22)$$

$$V_{ca} = \sqrt{3}E \angle 150^\circ - 0$$

$$V_{ca} = \sqrt{3}E \angle 150^\circ V$$

Portanto, é possível concluir que para faltas monofásicas que ocorrem em diferentes partes do sistema isolado, a reatância de sequência zero das capacitâncias praticamente não sofrem nenhuma alteração significativa, visto que é uma conexão em paralelo e as impedâncias indutivas em série são muito menores, assim a corrente de falta tende a ser a mesma independente da localidade da falta. Para efeito de localização de falta este detalhe passa a ser um desafio.

Como desvantagem deste sistema pode ser listada como alto potencial de sobretensão transitória ou mesmo a possibilidade de ocorrência de ferro-ressonância. (BLACKBURN, 1987).

Assim, de fato um sistema totalmente isolado não é recomendável, na prática é bastante usual nos sistemas industriais o uso de sistemas de aterramento de alta impedância.

II.2.2 SISTEMA DE ATERRAMENTO DE ALTA IMPEDÂNCIA

II.2.2.1 SISTEMA DE ATERRAMENTO RESSONANTE

Há praticamente dois tipos de sistema de aterramento de alta impedância: aterrado por alta resistência e aterrado ressonante.

O aterramento ressonante tem a característica principal de neutralizar faltas à terra, sendo que um dos sistemas mais conhecidos é a Bobina de Peterson. A capacitância total do sistema é cancelada pela indutância conectada no neutro do sistema. Este aterramento consiste de um circuito em ressonância paralela, que cancela as correntes capacitivas do sistema, sem causar maiores problemas no sistema, devido à baixa magnitude de corrente imposta. A Figura 2. 18 ilustra uma aplicação do aterramento ressonante.

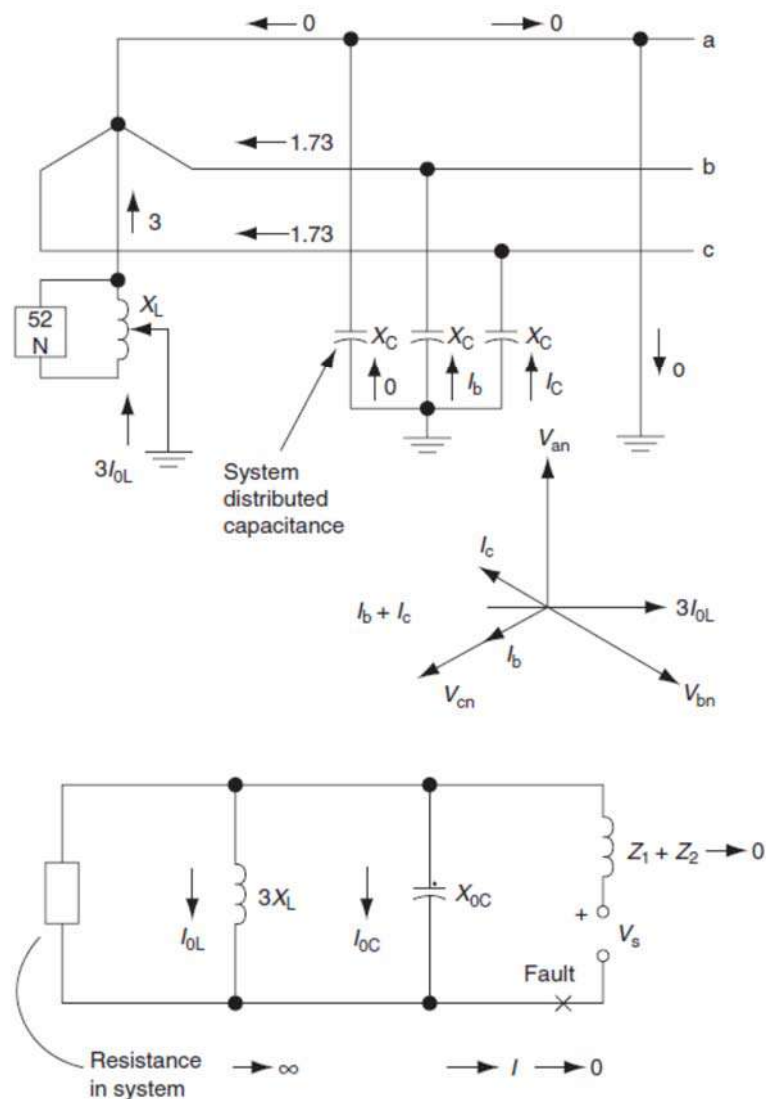


Figura 2. 18 Sistema de aterramento ressonante

Uma das desvantagens deste tipo de aterramento é o fato do risco de sobretensões no regime transitório devido à possibilidade de ressonância com as capacitâncias do sistema

em certas situações. Desta forma, devido à dificuldade de sintonizar corretamente os reatores de aterramento com as capacitâncias do sistema e ainda de haver os mesmos riscos de sobretensões do sistema de aterramento isolado, o aterramento ressonante ainda não é muito utilizado.

II.2.2.2 SISTEMA DE ATERRAMENTO COM RESISTÊNCIA

Para o caso do uso de resistências no sistema de aterramento a questão relativa à sobretensão devido à ressonância com a capacitância da linha praticamente desprezível. A questão principal neste caso é a definição do valor da resistência de aterramento de acordo com as características do sistema elétrico envolvido. Na Figura 2. 19, percebe-se como a inclusão de resistência ao invés de reatores indutivos praticamente anula o efeito de sobretensões transitórias.

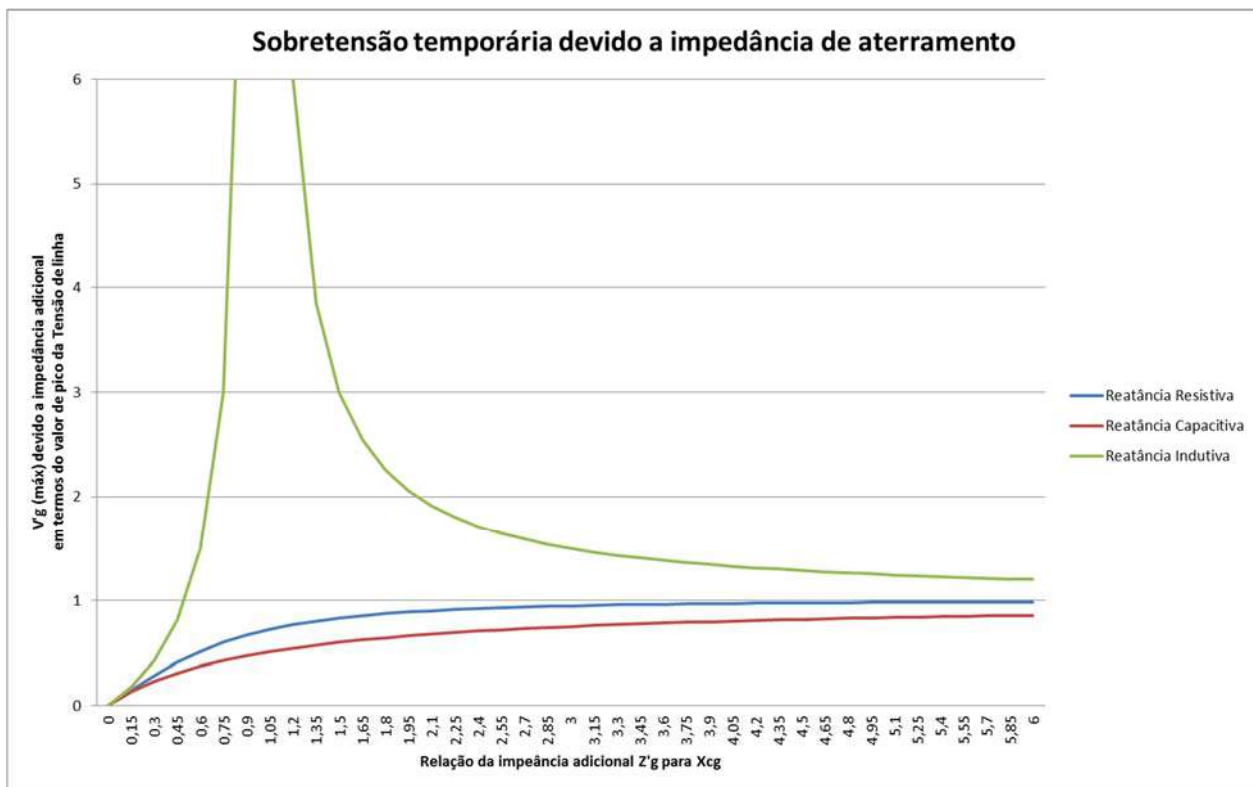


Figura 2. 19 Sobretensão temporária devido a impedância de aterramento.

Para sistemas elétricos em que se permita que, durante curtos monofásicos, haja valores altos de corrente de falta, mesmo que sejam menores se comparados aos sistemas solidamente aterrados em que os valores podem ser maiores que faltas trifásicas, pode ser considerado o uso de um sistema de aterramento com baixa resistência. Assim, este sistema teria como vantagem em relação ao solidamente aterrado que a corrente de falta fosse diminuída drasticamente, porém ainda assim seria possível mensurá-la e realizar as devidas atuações da proteção. Ou seja, os métodos de proteção de faltas envolvendo a terra podem ser os mesmos dos aplicados a um sistema solidamente aterrado. A

desvantagem deste sistema são justamente devido as altas magnitudes de corrente que percorrem o sistema para faltas à terra, assim para o caso em que a decisão de se escolher um sistema de aterramento para mitigar o risco de substituição de equipamentos devido ao efeito Joule durante faltas monofásica e ainda que tenha as vantagens de anular as sobretensões transientes do sistema isolado a alternativa passa a ser um sistema de aterramento de alta resistência.

Para os sistemas de aterramento de alta resistência, o foco principal é que os valores de corrente para faltas fase-terra sejam de magnitudes baixas, ou seja, no máximo na casa de dezenas de Ampere. Assim, o comportamento de operação contínua do sistema isolado pode ser também aplicado neste sistema, porém com a vantagem de não haver risco de sobretensões transitórias devido à ressonância com as capacitâncias das linhas, visto que o fato do aterramento ser por meio de resistências há uma atenuação bastante acentuada.

Capítulo III - CENÁRIO BASE

III.1 SISTEMAS ELÉTRICOS SUBMARINOS

III.1.1 SISTEMAS ELÉTRICOS SUBMARINOS CONVENCIONAIS

Ainda nos dias atuais, o sistema elétrico submarino de potência se baseia no fornecimento de energia para as cargas submarinas em uma estrutura radial em que a fonte de alimentação é a própria plataforma, conforme é mostrado na Figura 3.1. Esta estrutura pode ser considerada como referência para qualquer estudo de viabilidade técnico-econômica. Os equipamentos deste sistema radial são basicamente:

- gerador da própria plataforma;
- variador de frequência instalado na plataforma;
- cabos de potência, que no caso para a aplicação submarina são chamados de umbilicais de potência, normalmente de 240mm², com alcance máximo de 50km para cargas do tipo Bombas Centrifugas Submersas Submarinas – BCSS e em torno de 20km para cargas do tipo Bombas Multifásicas em que as potências são maiores;
- sistema de conexão de potência submarina (conectores e penetradores de potência);
- e, por fim, o motor elétrico, normalmente acoplado mecanicamente a uma bomba podendo variar de 1,5MW para algo até 5MW, ou a um compressor que exige maior potência, podendo chegar a 20MW;
- outro equipamento que também pode ser necessário é o transformador abaixador submarino para o caso de transmissão em tensões maiores que a tensão nos terminais do motor submarino, normalmente a relação de transformação é de 13,6kV para 6,6kV.



Figura 3.1 Esquema básico do sistema elétrico de potência submarino convencional

É importante frisar que normalmente na plataforma ou unidade estacionária de produção (UEP) há também outros equipamentos, tais como:

- no caso da geração, na realidade são 03 geradores com potência de 25MW alimentando em 13,8kV;
- um agrupamento de cargas que totalizam em média 50MW;
- um compressor de 11MW, com partida direta;
- no caso do circuito que alimenta a carga submarina, pode haver na saída do variador de frequência, um transformador elevador de 6,6/13,8kV, caso seja necessário.

Na Figura 3.2 é possível visualizar uma ilustração de como é um arranjo submarino a partir da alimentação de uma carga submarina por meio de um sistema de potência submarino convencional.

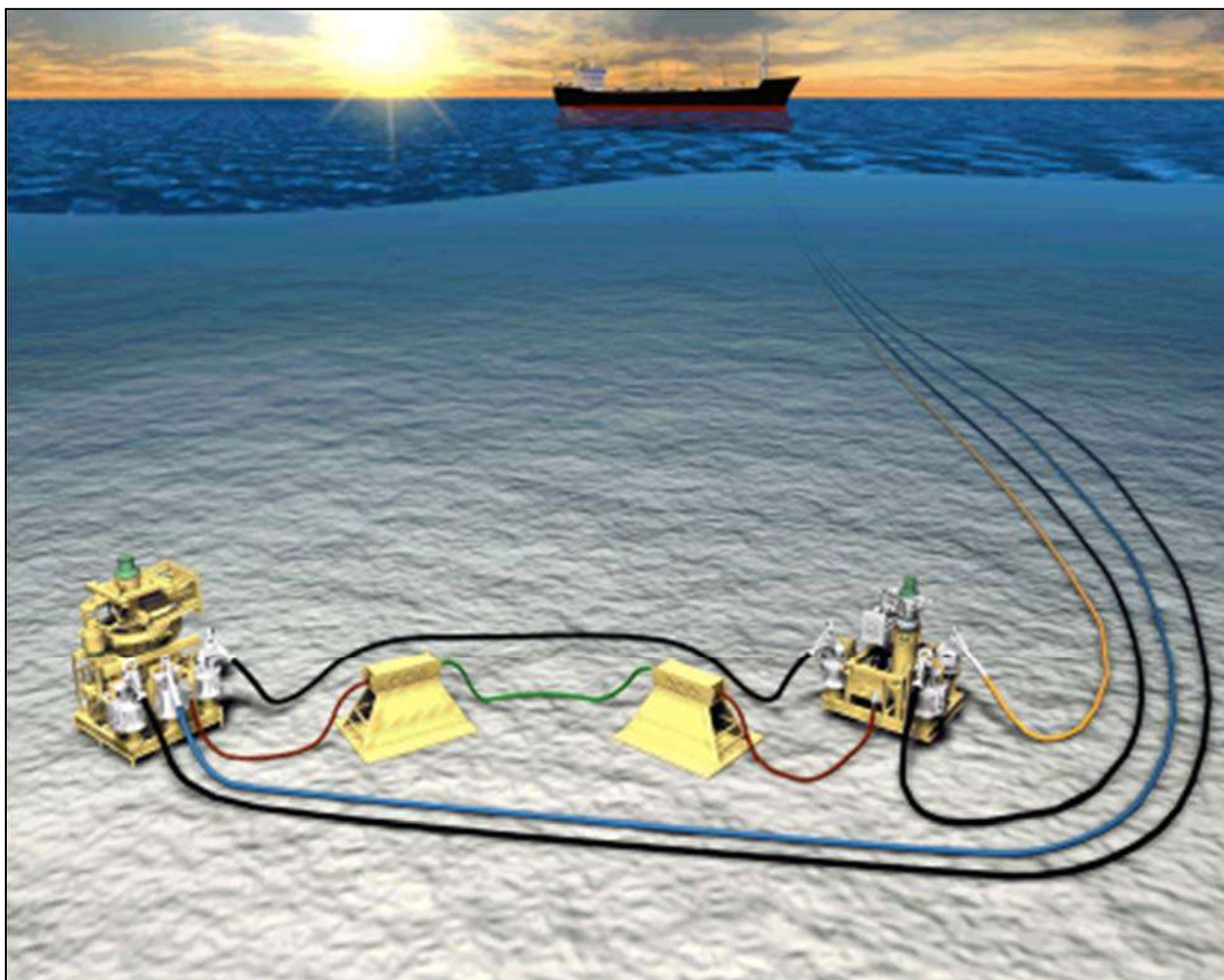


Figura 3.2 Visão Simplificada de um sistema de potência submarino convencional.
(Fonte:Petrobras)

III.1.2 SISTEMA DE DISTRIBUIÇÃO ELÉTRICA SUBMARINA

Para as situações em que há mais de uma carga a ser alimentada pela UEP e para distâncias maiores, a utilização do sistema elétrico convencional para cada carga pode inviabilizar o projeto. Assim, o uso de um painel elétrico submarino para uma distribuição elétrica submarina pode ser uma alternativa atrativa. Porém, para cada caso é necessário

realizar um estudo de viabilidade técnico-econômico, visto que neste caso seria necessária a instalação de não só o painel submarino, mas também os variadores de velocidade submarinos, além de um possível transformador abaixador na entrada do painel.

O caso base deste trabalho visa exatamente realizar um estudo tendo como referência uma situação de um sistema de potência de distribuição submarina. Segue na Figura 3.3, um esquema básico a fim de ilustrar melhor o sistema.

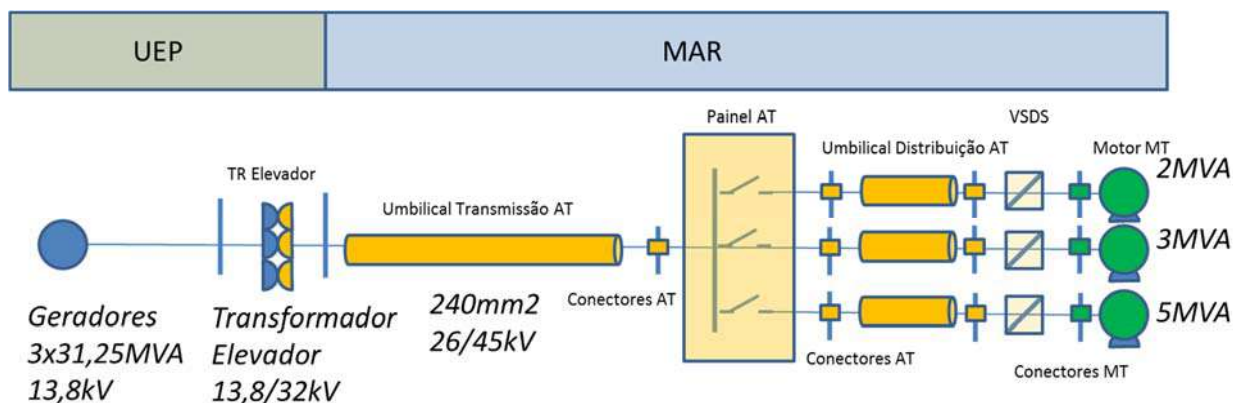


Figura 3.3 Esquema básico do sistema elétrico de transmissão e distribuição submarino

Assim, o cenário base para a realização deste estudo é baseado em uma demanda real de um ativo da Petrobras. A necessidade desta demanda se justifica no sentido que há a necessidade de alimentação de 03 motores de indução localizados a uma distância reta em torno de 40km. Assim, devido a necessidade de realização de desvios de obstáculos, também conhecidos como *geohazards*, além da decisão de manter uma folga de segurança, a distância a ser utilizada no umbilical de transmissão é de 50km. Segue os dados dos equipamentos submarinos:

- umbilical submarino de transmissão com bitola de 240mm², distância de 50km;
- painel elétrico submarino, contendo um disjuntor para cada carga, além de toda instrumentação necessária para leitura das grandezas de corrente e tensão, como transformadores de corrente – TCs e transformador de potencial – TPs. É importante frisar que toda eletrônica referente à automação, controle e proteção do sistema também faz parte do painel.
- 03 umbilicais de distribuição, também com bitola de 240mm², porém com distâncias de 5km cada;
- 03 variadores de velocidade submarinos;
- na saída dos VSDs há um umbilical de distribuição para cada carga de 3km;
- 03 motores de indução, considerando as respectivas cargas:
 1. Motor 1 – 1,93MW;
 2. Motor 2 – 3,00MW;
 3. Motor 3 – 4,00MW.

A alimentação para este sistema de transmissão submarino se faz necessário a elevação da tensão de transmissão, visto que a UEP gera energia na tensão de 13,8kV. Assim, com esta magnitude de tensão, haveria uma corrente muito elevada nos condutores do umbilical de potência, além do sistema de conexão submarina, o que poderia ser um agravante, pois o grande fator degradante deste componente do sistema é o aquecimento. Desta maneira, estipulou-se que a tensão de transmissão é de 32kV e, para tanto, se faz necessário tanto um transformador elevador na UEP além de transformadores abaixadores nas entradas dos variadores de frequência submarino (não representados na Figura 3.3).

Antes de partir para a modelagem dos equipamentos envolvidos é necessário frisar que o estudo de tal modelagem é fruto de um termo de cooperação entre Petrobras e UFSC em que o objetivo do trabalho era analisar o comportamento das grandezas de tensão e corrente para a situação de regime permanente e situações de faltas diversas.

III.2 MODELAGEM DO SISTEMA ELÉTRICO DE POTÊNCIA SUBMARINO

O software utilizado para a modelagem dos equipamentos foi o *SimPowerSystem* do *Simulink/Matlab*. Na Figura 3.4, é possível verificar a representação completa do sistema analisado.

É possível verificar que nesta representação aparece um cenário com 05 cargas, pois no estudo acordado pelo termo de cooperação o caso base era outro. Assim, para o estudo deste trabalho será utilizado somente 03 cargas, ou seja, as chaves de dois circuitos estarão sempre no modo aberto.

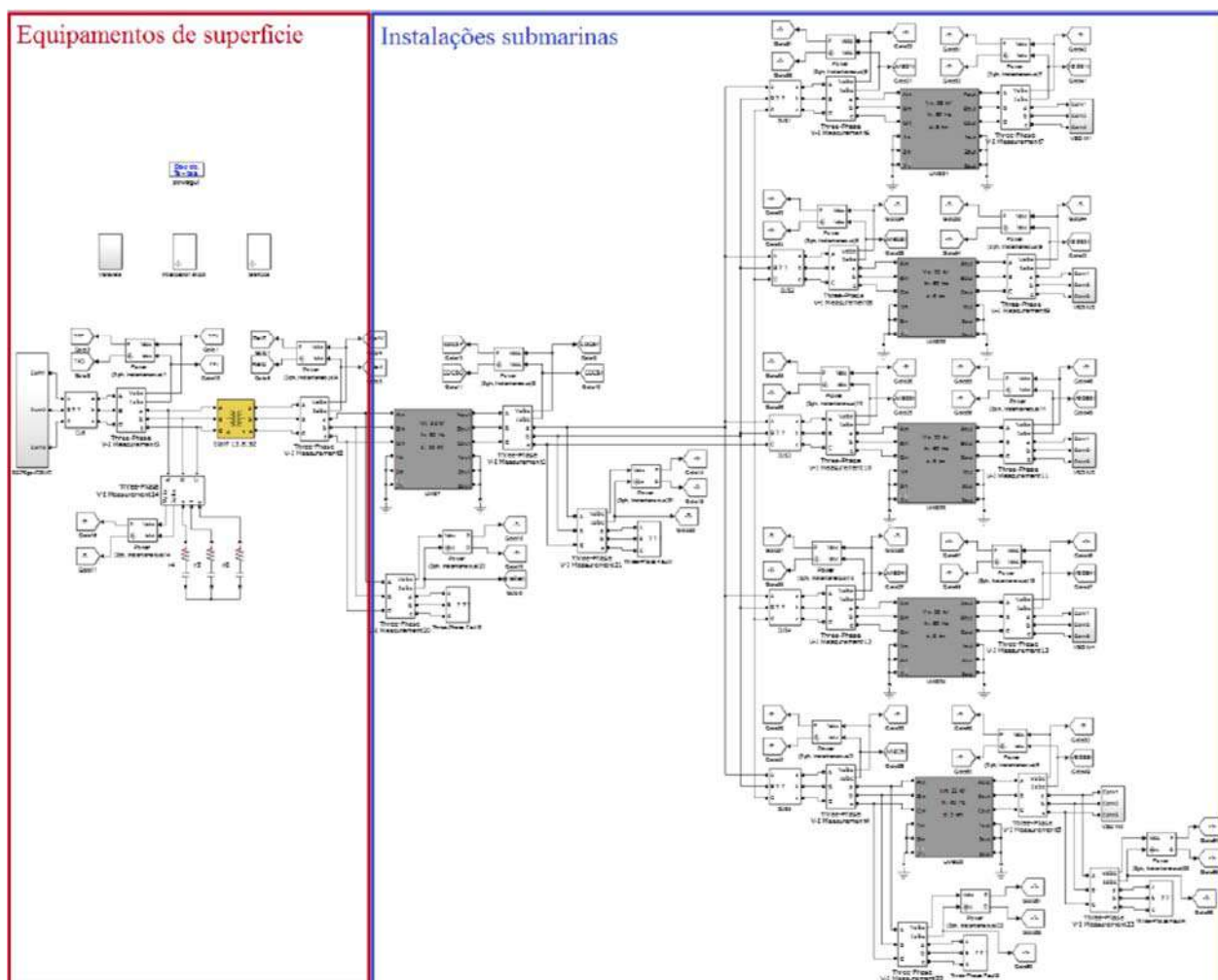


Figura 3.4 Representação completa do sistema elétrico de distribuição submarina no SimPowerSystems. Fonte: Petrobras

III.2.1 MODELO DA GERAÇÃO

Para a modelagem dos geradores foram utilizados os dados reais de aplicações de uma UEP, assim faz parte do padrão a utilização de 03 unidades geradoras. Sendo que cada unidade é composto por três componentes: o próprio gerador, o sistema de excitação e a turbina com o regulador de velocidade. Segue a Figura 3.5 que apresenta os geradores modelados no *SimPowerSystem*.

Número de pólos	4	
Constante de Inércia H	2s	
Fator de fricção D	0	
Reatância transitória de eixo direto X'd	15%	
Reatância subtransitória de eixo direto X''d	10%	
Reatância subtransitória de eixo em quadratura X''q	20%	
Reatância síncrona de eixo direto Xd	105%	
Reatância síncrona de eixo em quadratura Xq	54%	
Reatância de dispersão Xl	8%	
Resistência de armadura Ra	0,17%	
Constante de tempo	T'd	8s
	T''do	0,045s
	T''qo	0,07s

Tabela 3.1 Parâmetros das máquinas síncronas

Os geradores são aterrados diretamente por uma alta impedância, apenas como informação na prática este aterramento é obtido através de transformadores monofásicos conectados ao ponto de neutro, porém para simulação o valor de resistência do secundário foi refletido para o primário.

A Figura 3.6 ilustra o modelo de geração utilizado nesta simulação, composto pelos seguintes componentes:

- Máquina Síncrona, modelada como uma máquina de pólos salientes, (KUNDUR, 1994);
- Sistema de Excitação com regulador de tensão;
- Modelo de Turbina com regulador de velocidade.

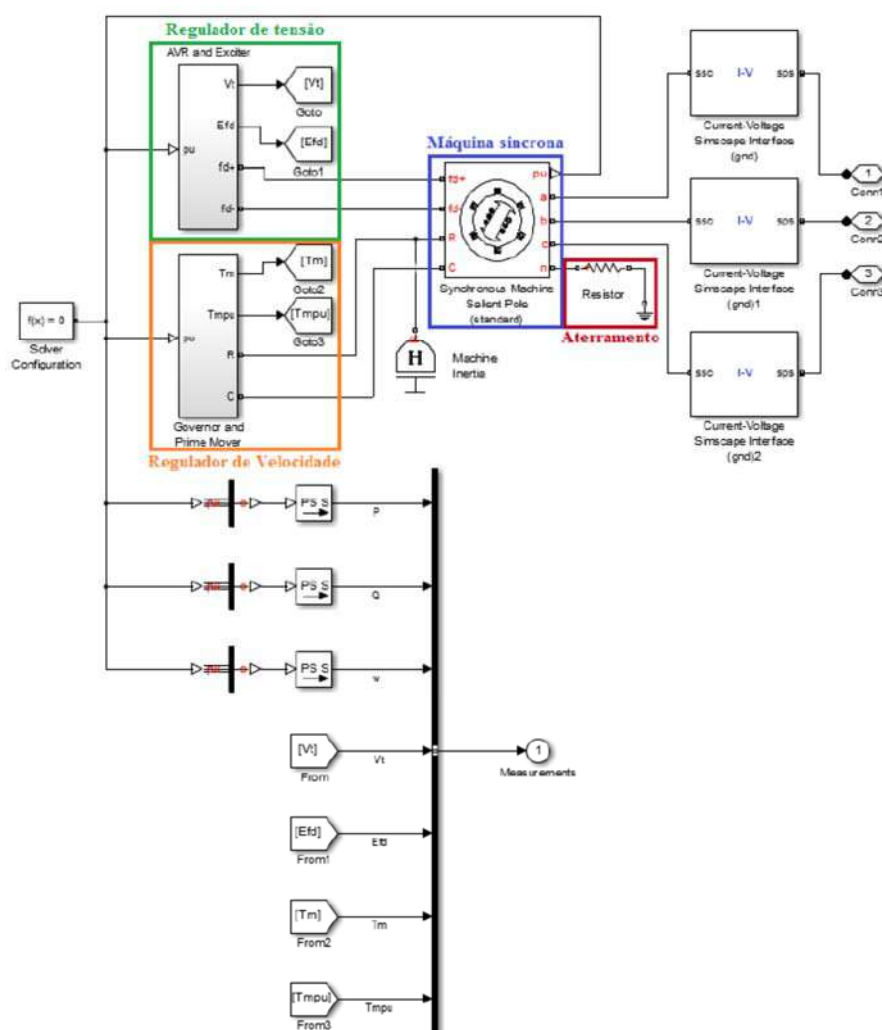


Figura 3.6 Representação de um gerador no SimPowerSystems. Fonte: Petrobras

III.2.1.1 GERADORES

Devido ao fato de que os modelos dos geradores no *SimPowerSystems* apresentarem dinâmicas considerando apenas operações em regime permanente, optou-se para a utilização dos modelos do *Simscape*, outro grupo de ferramentas computacionais disponíveis no *Simulink*. O motivo é que os modelos de geradores neste grupo permite o estudo de dinâmica e transitórios eletromecânicos para sistemas desequilibrados, por exemplo para o caso de simulação de faltas ou outras simulações em que haja a necessidade de acesso ao neutro do sistema. Assim, para a conexão com o restante do sistema foi utilizado uma interface corrente-tensão entre *Simscape* e o *SimPowerSystems*.

III.2.1.2 SISTEMA DE EXCITAÇÃO

Os sistemas de excitação são do tipo DC, que utiliza um gerador de corrente contínua para fornecer corrente de campo do gerador síncrono através de anéis coletores. O diagrama deste sistema é apresentado na Figura 3.7e seus parâmetros na Tabela 3. 2.

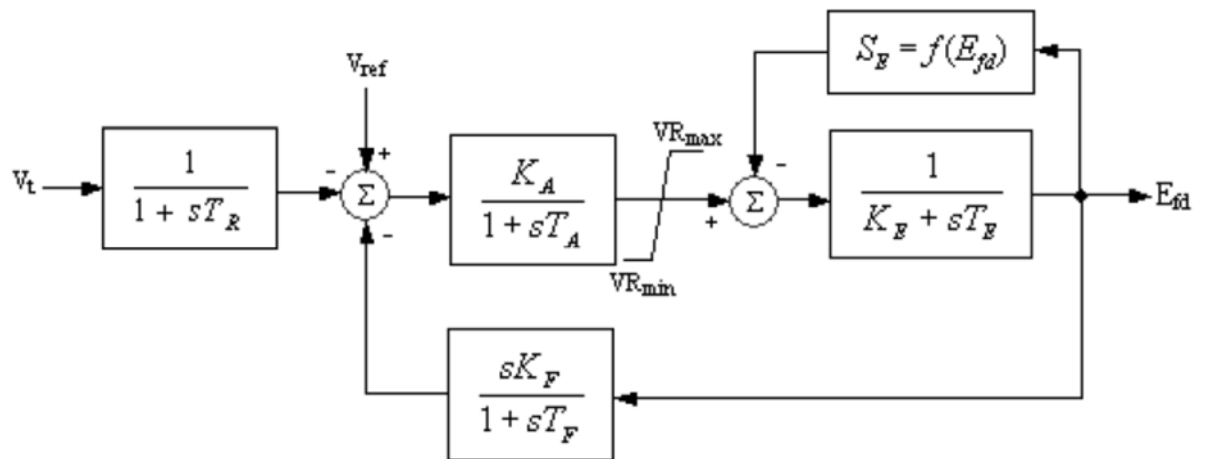


Figura 3.7 Diagrama do sistema de excitação. Fonte: Petrobras

Parâmetro	Valor
VRmin	-15,5pu
VRmáx	17,5pu
KA	250pu
KE	1pu
KF	0,06pu
TA	0,03s
TE	1,25s
TF	1s
TR	0,005s
SE 0,75	1,13
Efd 0,75	4,95pu
SEmáx	1,65
Efdmáx	6,6pu

Tabela 3. 2 Parâmetros do sistema de excitação. Fonte: Petrobras

III.2.1.3 TURBINA

Nas UEPs a geração se faz por meio de turbina a gás. Este gás é proveniente da própria produção de óleo da plataforma que após a separação do óleo e água é destinado uma parte para geração de energia e o restante podendo ser utilizado para exportação ao continente ou mesmo para reinserção no reservatório e assim a servir como método de elevação artificial através do processo conhecido como *gas lift*. Estas turbinas operam em altas velocidades.

Assim, o modelo de turbina está sendo considerado um sistema simplificado de terceira ordem para o regulador de tensão. Na Figura 3. 8 é apresentada o modelo da turbina a gás utilizada na UEP e os parâmetros da turbina a gás são apresentados na Tabela 3. 3.

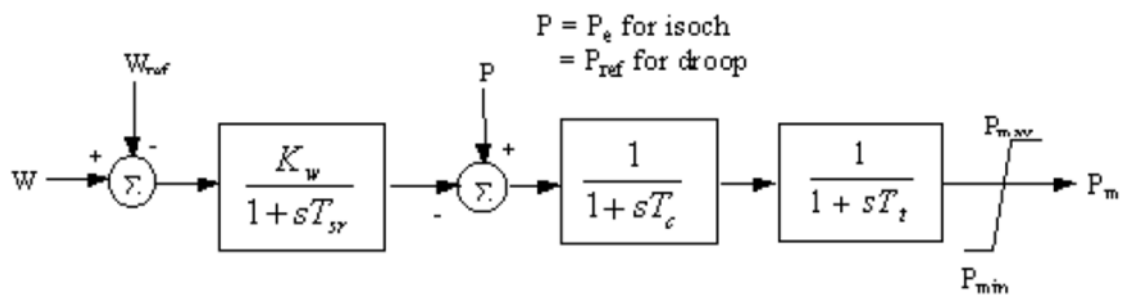


Figura 3. 8 Diagrama da turbina a gás. Fonte: Petrobras

Parâmetro	Valor
Pmin	0
Pmáx	26,042MW
Kw	20
Tsr	0,15s
Tc	0,1s
Tt	0,1s

Tabela 3. 3 Parâmetros do sistema de excitação. Fonte: Petrobras

III.2.2 MODELO DOS UMBILICAIS

Para esta simulação o modelo do cabo de potência submarino, também conhecido como umbilical de potência, foi utilizado o modelo π com parâmetros concentrados e acoplamento entre os condutores. Como a tensão de linha de transmissão para simulação é de 32 kV, foi necessário realizar uma metodologia de cálculo que, a partir dos dados geométricos e das constantes físicas do cabo, foi levantado os parâmetros distribuídos do mesmo para a frequência fundamental (60 Hz). As dimensões utilizadas se basearam em um cabo tripolar de potência de 240 mm² com isolamento de 45 kV. Para ser encontrado quais valores de impedância e admitância distribuídas seriam utilizados na simulação, foi necessário, primeiramente modelar as impedâncias série e admitâncias transversais do cabo de potência de forma analítica. Em seguida, foi validado com os dados de fornecedores e catálogos comerciais. E, por fim, foi empregado um método de elementos finitos e comparado com o modelo analítico. Porém, algumas premissas foram consideradas neste modelo, tais como:

- O cabo é considerado perfeitamente cilíndrico;
- O condutor central está sendo considerado como sólido e homogêneo;
- O dielétrico não apresenta perdas;
- Apesar do modelo do cabo no simulador considerar apenas parâmetros invariantes com a frequência e não representar fenômenos transitórios rápidos, foi considerado um número adequado de seções para representar o tempo de propagação da ondas eletromagnéticas .

Seguem na Figura 3. 9 e na Tabela 3. 4, um detalhe maior da veia de potência e os elementos construtivos da mesma.

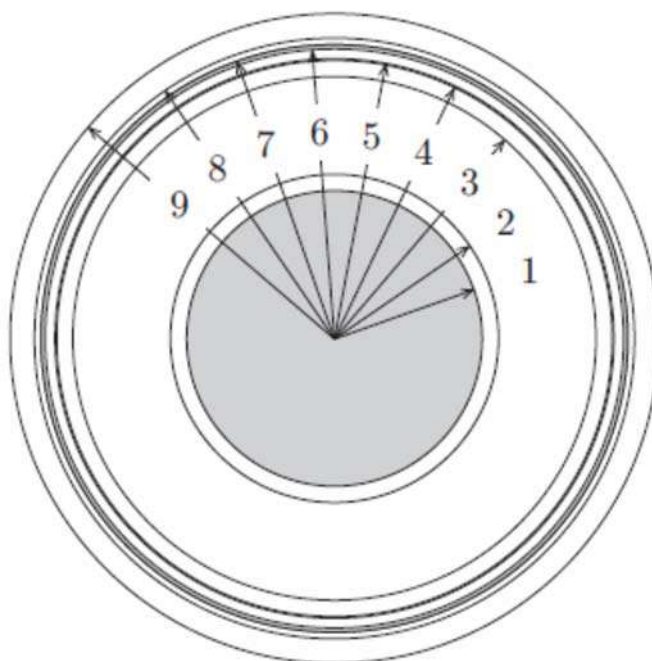


Figura 3. 9 Detalhe de uma veia de potência

Item	Componente	Material
1	Condutor	Fios de cobre estanhado
2	Blindagem do condutor	Dow HFDA 0851 ou HFDA 0587
3	Isolante	HEPR - ERI 3728-5
4	Blindagem do isolante	Dow HFDA 0693
5	Terceira camada semicondutora	SCAPA SC 35/36
6	Fita bloqueadora de água	GTM 422
7	Blindagem metálica	Fita de cobre estanhada
8	Fita de bloqueio de água	GTM 412
9	Camada externa	MDPE - LLDPE (Borealis LE 870

Tabela 3. 4 Elementos construtivos da veia de potência. Fonte: Petrobras

Conforme DA SILVA (2013), é necessário a aplicação da homogeneização dos materiais na veia, devido ao fato do cabo ser na realidade composto por vários fios. Conforme HEIRINCH(2000)também foi realizado a homogeneização no conjunto isolamento-fitas semicondutoras, devido a alta permissividade elétrica das fitas semicondutoras quando comparadas à do material isolante. No caso da veia, o que se faz na realidade é o aumento da resistividade, de acordo com a equação (3.1).

$$\rho'_c = \rho_c \frac{\pi r_1^2}{A_{nom}} \quad (3.1)$$

onde ρ'_c é a resistividade corrigida da veia devido à homogeneização do material e A_{nom} é a área nominal da veia, fornecida pelo fabricante.

Devido a temperatura de trabalho, ainda é necessário aplicar uma correção no condutor central, conforme a equação (3.2).

$$\rho'' = \rho'_{20}(1 + \beta_{20}(T - 20)) \quad (3.2)$$

onde:

- ρ'_{20} é a resistividade do material homogeneizado do condutor a 20°C;
- β_{20} é o coeficiente de temperatura do condutor a 20°C;
- T é a temperatura a qual será submetido o material.

Em relação a correção das fitas semicondutoras e o isolante, é necessário aplicar a seguinte equação (3.3). (DA SILVA, 2013)

$$\varepsilon' = \varepsilon \frac{\ln(r_2/r_1)}{\ln(a/b)} \quad (3.3)$$

ε' é a permissividade corrigida do isolante devido à homogeneização, a e b são os raios internos e externos respectivamente da veia de potência.

Desta forma, conforme DA SILVA(2013) é possível chegar às equações para se encontrar as impedâncias e admitâncias de um cabo tripolar com blindagens, como é o caso do umbilical de potência submarino.

A necessidade de se levantar a questão sobre as blindagens é que estas sofrerão, em situações transitórias, os efeitos de corrente induzidas, o que pode influenciar nos parâmetros de resistência e indutância do condutor central. Estes efeitos tendem a serem maiores para os casos em que as blindagens das fases estão conectadas e aterradas em ambas as extremidades. Para a abordagem analítica de circulação de corrente de fase pela blindagem foi realizada uma metodologia de introdução de corrente em uma das fases e retorno pelas duas restantes, assim a impedância série é calculada pela soma da impedância do condutor central com a impedância da isolação.

Já para análise numérica foram utilizados os softwares *Gmesh* e *GetPD*.. Desta forma é apresentada na Figura 3. 10, Figura 3. 11 e Figura 3. 12 a malha de elementos finitos utilizada para cálculos dos parâmetros do cabo tripolar.

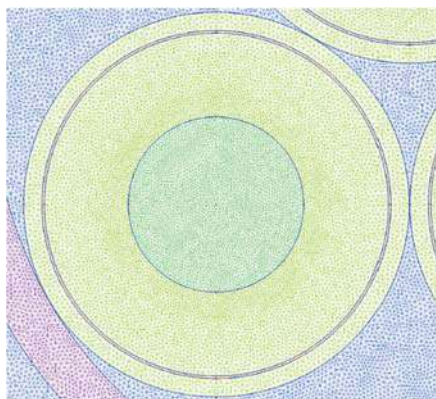


Figura 3. 10 Detalhe da malha das regiões das veias do trifólio. Fonte: Petrobras

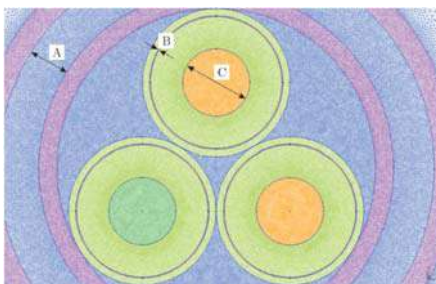


Figura 3. 11 Detalhe do próprio trifólio. Fonte: Petrobras

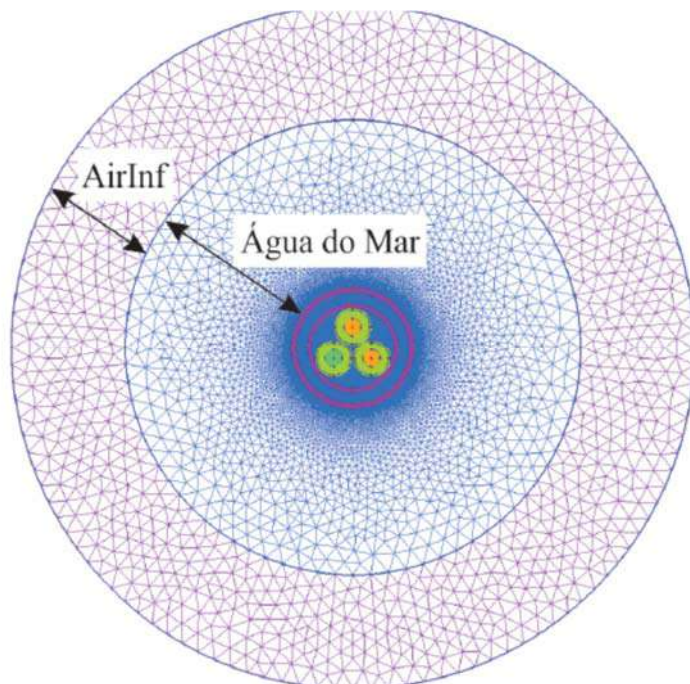


Figura 3. 12 Detalhe das camadas externas contendo o meio envolvido. Fonte: Petrobras

Pode ser dito como vantagens da abordagem numérica em relação à analítica o fato de ser considerado os efeitos de proximidade de fases e, para o cálculo da indutância série, o efeito parcial da blindagem magnética:

Após a realização dos cálculos de forma analítica e numérica para que fosse encontrado os parâmetros da impedância do umbilical de potência para a frequência industrial, foi

realizado um comparativo dos modelos com cabos de catálogos comerciais de seção de 240mm².

Essa comparação foi possível, pois as informações fornecidas em catálogos são:

- Dados geométricos;
- Materiais condutores (cobre) e isolantes (XLPE);
- Parâmetros da impedância do cabo.

Como conclusão desta comparação, chegou-se a conclusão que tanto o modelo analítico, quanto o numérico apresentaram resultados satisfatórios, conforme Tabela 3. 5, Tabela 3. 6 e Tabela 3. 7. Os fornecedores utilizados foram ABB e Nexans.

Tensão (kV)	Nexans (mΩ/km)	Numérico (mΩ/km)	Análítico (mΩ/km)	Erro Num. (%)	Erro An. (%)
12/20	100	95,1	93,4	4,9	6,6
18/30	100	95,7	93,4	4,3	6,6
26/45	100	99,8	93,4	0,2	6,6
76/132	100	104	93,4	4,0	6,6

Tabela 3. 5 Comparação entre resistências a 50Hz

Tensão (kV)	ABB (μH/km)	Numérico (μH/km)	Análítico (μH/km)	Erro Num. (%)	Erro An. (%)
12/20	350	346	345	1,14	1,43
18/30	380	365	364	3,95	4,21
26/45	370	370	372	0,00	0,54
76/132	440	431	430	2,05	2,05

Tabela 3. 6 Comparação entre indutâncias a 50Hz

Tensão (kV)	ABB (nF/km)	Análítico (nF/km)	Erro Num. (%)
12/20	320	324	1,25
18/30	240	241	0,42
26/45	240	241	0,42
76/132	140	142	1,43

Tabela 3. 7 Comparação entre capacitâncias a 50Hz

Após a conclusão de que os métodos analíticos e numéricos estão dentro da aceitabilidade para as realizações de simulações é utilizada uma configuração de cabo no modelo nTe, em que foram realizadas todas as conexões entre as blindagens e armaduras para a terra, conforme seria em um caso real. Na Figura 3. 13, é apresentado um exemplo de conexão nTe.

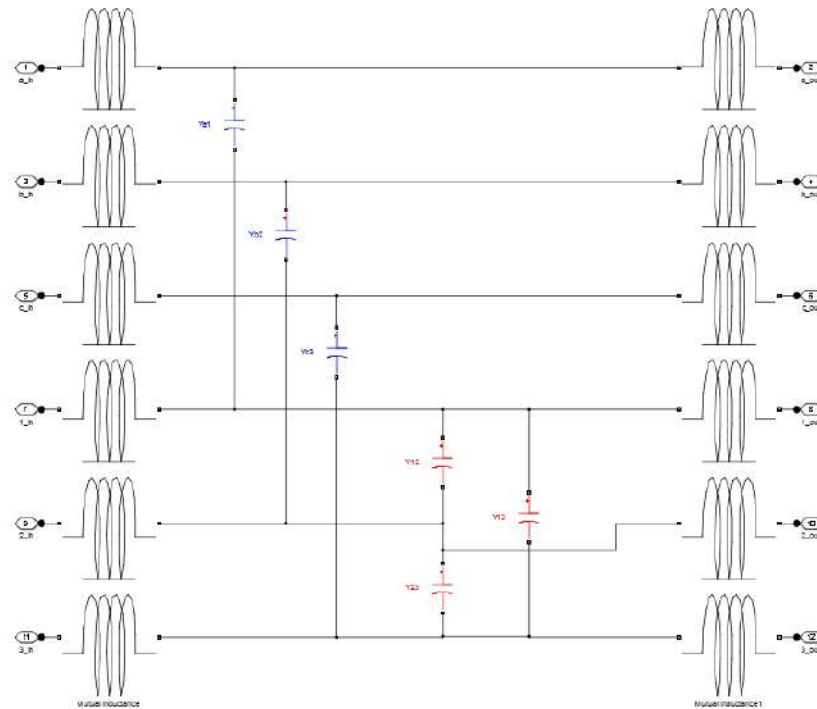


Figura 3. 13 Esquemático do cabo tripolar modelado em várias seções Te.

Os parâmetros utilizados no cabo de transmissão e distribuição submarinos são os mesmos, somente são alteradas suas distâncias. Seguem na Figura 3. 14, os parâmetros de admitâncias e indutâncias utilizadas no programa *Simulink*.

Figura 3. 14 Parâmetros utilizados no umbilical de potência de 240mm² 26/45 kV

III.2.3 MODELO DAS CARGAS

Neste estudo está sendo considerado como carga o conjunto dos equipamentos de variador de frequência submarino – VSDS, umbilical de potência da carga de 3km e motores submarinos, conforme é apresentado na Figura 3. 15.

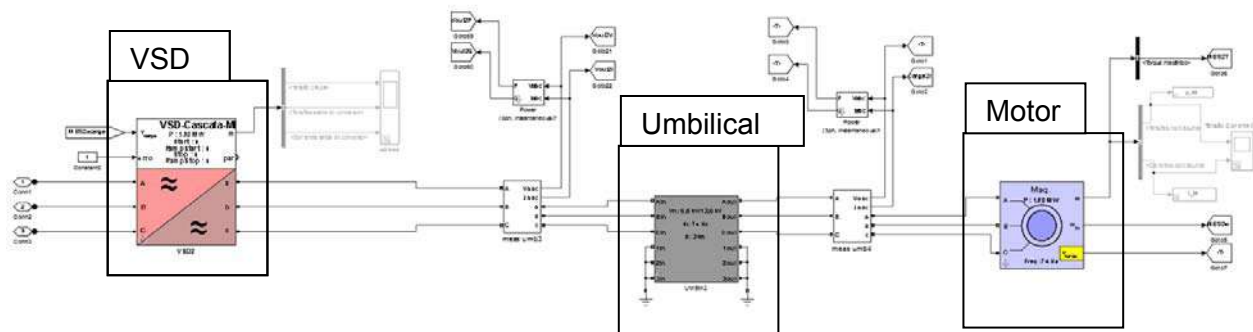


Figura 3. 15 Modelagem no *Simulink* das cargas submarinas

Para os variadores de frequência submarinos foi considerado primeiramente um retificador de diodos de 12 pulsos em que o *link* CC contem uma resistência em série com o capacitor, como um circuito de pré-carga, para se evitar uma corrente muito elevada na energização do primário do VSDS. Porém, devido ao alto valor de sobrecorrente ainda presente na energização do *link* CC, decidiu-se utilizar outra topologia também desenvolvida para esta simulação que é a de um VSDS com retificador de 30 pulsos em cascata. Porém, como desvantagem é importante salientar que o tempo de simulação teve um aumento considerável.

Já para os motores, segue na Tabela 3. 8 os parâmetros modelados no *Simulink*.

Características		Classe dos Motores		
		1930 kW	3000 kW	4000 kW
Nº de pólos		2	2	2
Range de Frequência		25-77 Hz	25 – 67 Hz	25-80 Hz
Fator de Potência	Carga(4/4;3/4;1/2)	0,867;0,867;0,845	0,879;0,881;0,859	0,903;0,903;0,885
Eficiência (%)	Carga(4/4;3/4;1/2)	81,8;77,8;70,5	86,0;82,9;76,9	85,3;81,9;75,7
Momento de Inércia		5,7kgm ²	8,5kgm ²	10 kgm ²
Regime Nominal				
Resistência do estator	R ₁	0,165 Ohm	0,102 Ohm	0,072 Ohm
Resistência do rotor	R' ₂	0,103 Ohm	0,091 Ohm	0,066 Ohm
Reatância magnetizante	X _H	64,0 Ohm	48,0 Ohm	40,8 Ohm
Reatância de fuga do estator	X _{1B}	3,236 Ohm	2,15 Ohm	1,37 Ohm
Tensão nominal do motor L-L	U _M	6600 V	6600 V	6600 V
Frequência nominal do motor	F _M	74,0 Hz	67,0 Hz	73,0 Hz
Escorregamento	s	0,66%	0,862%	0,812%
Perda equivalente adicional	R _{add}	616 Ohm	872 Ohm	720 Ohm
Fator de Potência	p.f.	0,867 pu	0,879 pu	0,903 pu
Corrente	I _s	238,0 A	347,1 A	454,6 A
Torque do Rotor	T _R	4886 Nm	8100 Nm	10014 Nm
Potência do Rotor	P _{Rc}	2257 kW	3380 kW	4556 kW
Velocidade do Rotor	N _n	4411 rpm	3985 rpm	4344 rpm
Potência nominal de eixo	P _s	1930 kW	3000 kW	4000 kW
Torque nominal de eixo	T _n	4178 Nm	7188 Nm	8792 Nm
Máximo Torque	T _m	10862 Nm	13744 Nm	18996 Nm
Escorregamento no máx torque	sm	-	2,917 %	3,122 %
Máximo Torque – Porcentagem	T _m /T _n	260 %	191 %	216 %
Partida				
Resistência do estator	R ₁	0,165 Ohm	0,102 Ohm	0,057 Ohm
Resistência do rotor	R' ₂	0,452 Ohm	0,210 Ohm	0,155 Ohm

Reatância magnetizante	X_H	97,5 Ohm	48,0 Ohm	40,8 Ohm
Reatância de fuga do estator	X_{1B}	3,025 Ohm	1,88 Ohm	1,41 Ohm
Escorregamento na partida	s	100,00 %	100,00 % ¹	100,00 %
Fator de potência na partida	p.f.	0,15 pu	0,13 pu	0,11 pu
Corrente de Partida	I_s	945 A	1553 A	2035 A
Corrente de Partida - Porcentagem	I_s / I_n	397 %	447 %	448 %
Torque de partida	T_s	2554 Nm	3225 Nm	4087 Nm
Torque de partida – Porcentagem	T_s / T_n	61 %	49 %	46 %
Potência de partida	P_s	1629 kW	2225 kW	2589 kW

Tabela 3. 8 Dados dos motores de cargas submarinas

III.3 ANÁLISE DO SISTEMA ELÉTRICO

III.3.1 ESTUDOS DE REGIME PERMANENTE

Para esta simulação estão sendo consideradas as seguintes premissas:

- Os tempos de fechamentos dos disjuntores são:
 - Disjuntor TF – 15s: Energização do Transformador Elevador acoplado à linha de transmissão de 50km a vazio;
 - Disjuntor UMB-D1 – 20s: Energização da linha de distribuição nº01 de 5km acoplado ao VSD submarino com tensão de saída 0V;
 - Disjuntor UMB-D4 – 37s. Energização da linha de distribuição nº04 de 5km acoplado ao VSD submarino com tensão de saída 0V;
 - Disjuntor UMB-D5 – 54s. Energização da linha de distribuição nº05 de 5km acoplado ao VSD submarino com tensão de saída 0V;
- Os tempos de início de rampa de energização nas saídas dos VSD submarinos são:
 - VSDS1 – 25s: Tempo de duração da rampa de 7s.
 - VSDS1 – 42s: Tempo de duração da rampa de 7s.
 - VSDS1 – 59s: Tempo de duração da rampa de 7s.

Assim, com base nestas premissas é possível verificar o comportamento das grandezas de corrente e tensão para cada circuito em plena carga nos seguintes intervalos de tempos:

- De 32s até 37s: Motor-1 em plena carga;
- De 49s até 54s: Motor-4 em plena carga;
- De 66s até 75s: Motor-5 em plena carga.

III.3.1.1 ANÁLISE DE CORRENTE

Para que haja maior facilidade no entendimento dos gráficos das grandezas de corrente na simulação, são apresentados os gráficos na seguinte sequência de medições:

- Partindo do ponto logo à montante do transformador elevador-TF. É importante frisar que para este ponto a tensão nominal é de 13,8kV, conforme Figura 3. 16 e Figura 3. 17;

- No ponto logo à jusante do transformador elevador-TF. É importante frisar que para este ponto a tensão nominal é de 32,0kV, conforme Figura 3. 19 e Figura 3. 20;
- No ponto logo à montante do painel submarino-CDSC, conforme Figura 3. 21 e Figura 3. 22;
- Na saída do CDCS para o umbilical de distribuição 01, conforme Figura 3. 23 e Figura 3. 24;
- Na entrada do variador de frequência submarino nº01– VSDS1, conforme Figura 3. 25 e Figura 3. 26;
- Na saída do CDCS para o umbilical de distribuição 04, conforme Figura 3. 27 e Figura 3. 28;
- Na entrada do variador de frequência submarino nº04– VSDS4, conforme Figura 3. 29 e Figura 3. 30;
- Na saída do CDCS para o umbilical de distribuição 05, conforme Figura 3. 31 e Figura 3. 32;
- Na entrada do variador de frequência submarino nº05– VSDS5, conforme Figura 3. 33 e Figura 3. 34.

III.3.1.1.1 Análise de Corrente – Primário do Transformador Elevador -TF

Nos gráficos Figura 3. 16 e Figura 3. 17 são verificados que na etapa de energização das primeiras cargas o impacto na corrente total não é tão perceptível. Já quando há entrada da última carga é visível a diferença de magnitude total. O principal motivo para este efeito é justamente a capacitância dos umbilicais, sendo que o umbilical de transmissão por ser de uma distância muito maior que os de distribuição causa maior impacto.

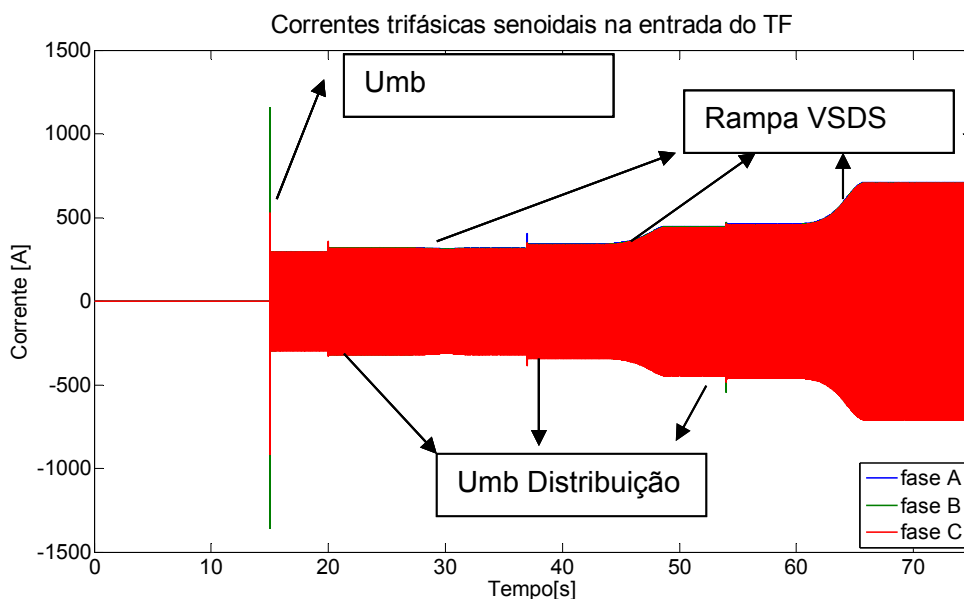


Figura 3. 16 Gráfico das correntes senoidais na entrada do TF

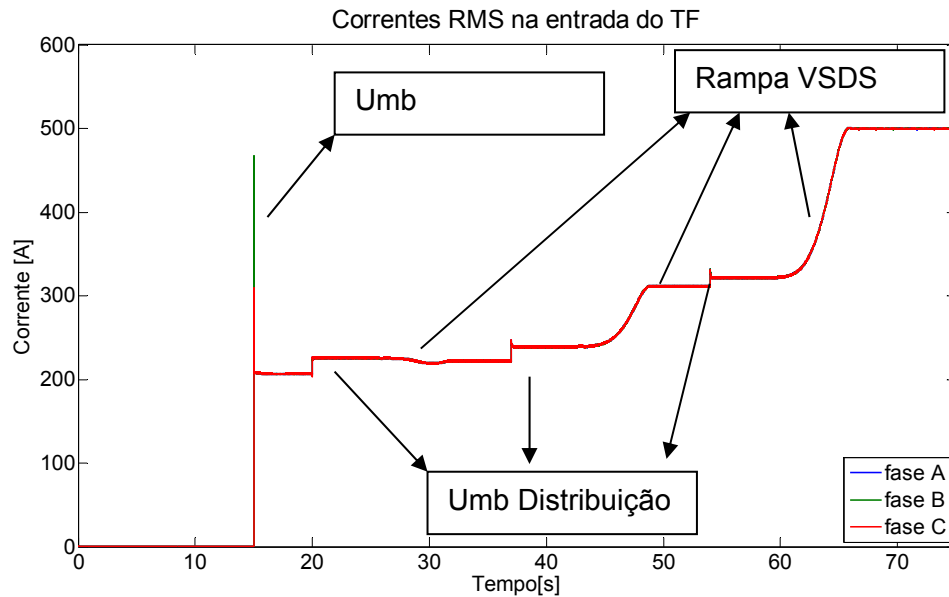


Figura 3. 17 Gráficos das correntes RMS na entrada TF

É possível verificar que ao energizar o umbilical de transmissão à vazio, a corrente medida no lado primário do TF está em torno de 206A. Ao se analisar o gráfico das potências ativas e reativas, conforme Figura 3. 18, percebe-se que majoritariamente esta corrente é capacitiva. Outra informação importante é de que a potência reativa continua tendo a característica capacitiva mesmo em plena carga com todos os circuitos.

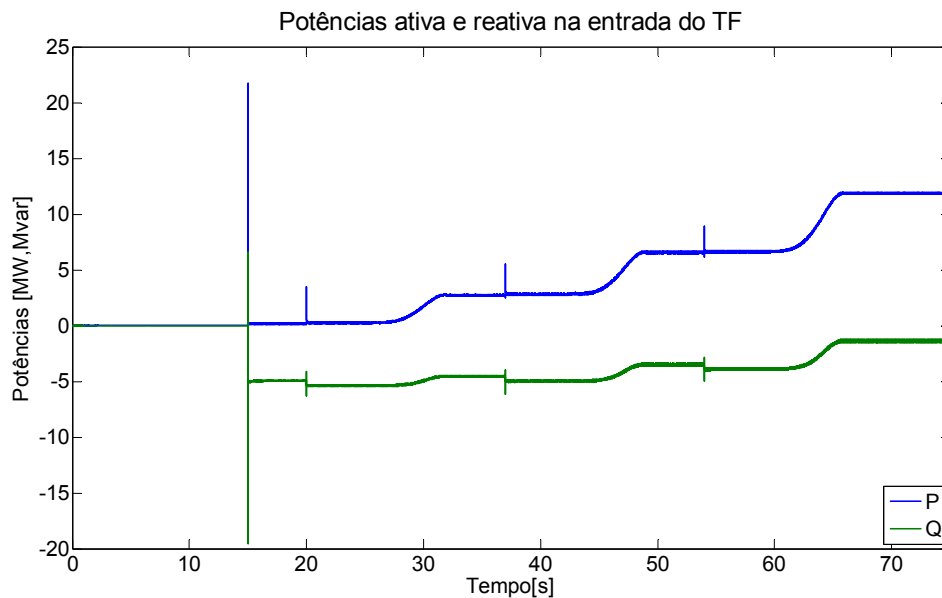


Figura 3. 18 Gráfico das Potência Ativa e Reativa no primário do transformador elevador - TF

Voltando à análise da corrente em regime permanente, ao se realizar a energização do umbilical de distribuição nº01, há um aumento de corrente até ao patamar de 225A, também majoritariamente de carga capacitiva, pois ainda não houve a partida dos motores.

Já nos seguintes passos é possível verificar o crescimento gradual da corrente, até plena carga com todos os circuitos conectados à rede. O patamar da corrente total é em torno de 500A.

III.3.1.1.2 Análise de Corrente – Secundário do Transformador Elevador - RET

Para as medições neste ponto, o comportamento da grandeza de corrente é praticamente o mesmo, salvo sua magnitude que agora está menor devido a relação de transformação do transformador elevador 13,8/32kV, conforme Figura 3. 19 e Figura 3. 20.

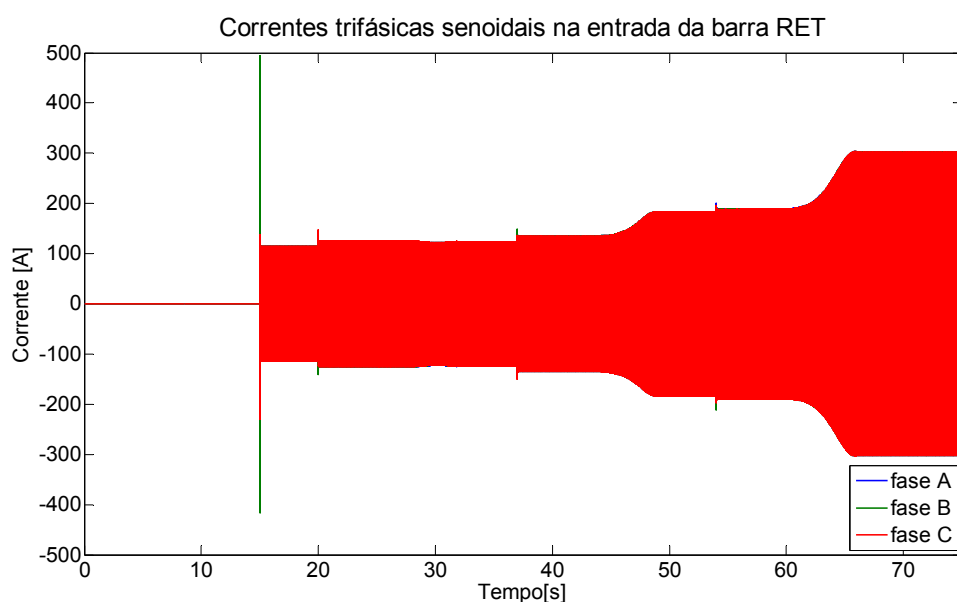


Figura 3. 19 Gráficos da corrente senoidal na entrada da barra RET

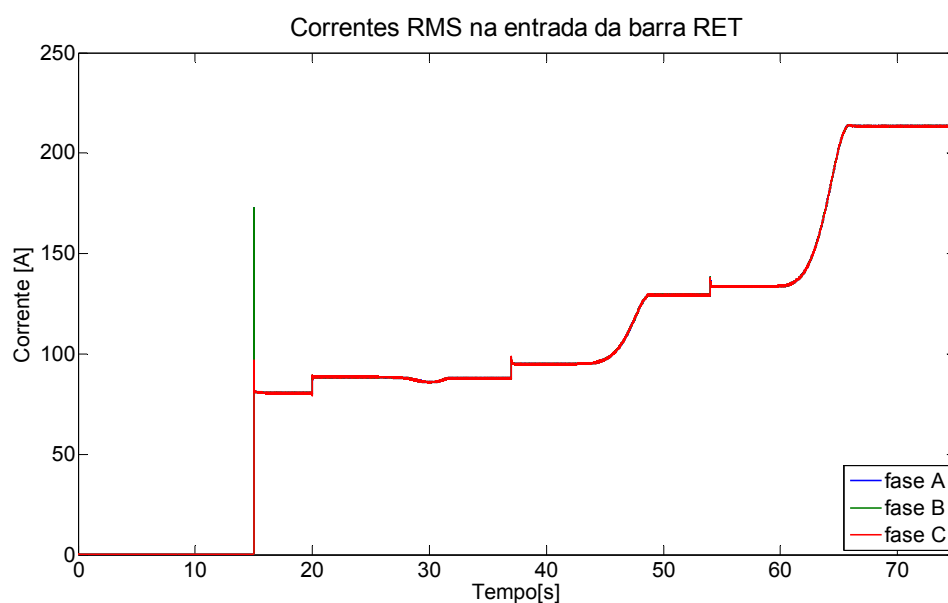


Figura 3. 20 Gráfico das correntes RMS no secundário do transformador elevador - RET

Neste caso, devido a potência reativa do umbilical de 50km é solicitado da rede uma corrente no patamar de 80A inicialmente sem carga e, após a entrada de todas as cargas a corrente máxima nominal é em torno de 213A.

III.3.1.1.3 Análise de Corrente – Entrada do Painel de Potência Submarino –CDSC

As medições de corrente na entrada do painel, já não levam mais em consideração o efeito das capacitâncias do umbilical de 50km, assim, conforme Figura 3. 21 e Figura 3. 22, é possível verificar que as medições somente se iniciam a partir do tempo de 20s, quando ocorre a entrada do umbilical de distribuição nº01. Assim, do tempo de 20s até 37s, as correntes medidas se referem basicamente ao alimentador nº01. No intervalo de tempo de 37s até 54s, se refere ao comportamento da corrente do alimentador nº01 somados a todo processo de entrada de operação do alimentador nº04. Por fim, no intervalo de tempo de 54s até 75, se refere a corrente total dos alimentadores nº01 e 04, somados a todo processo de entrada de operação do alimentador nº05.

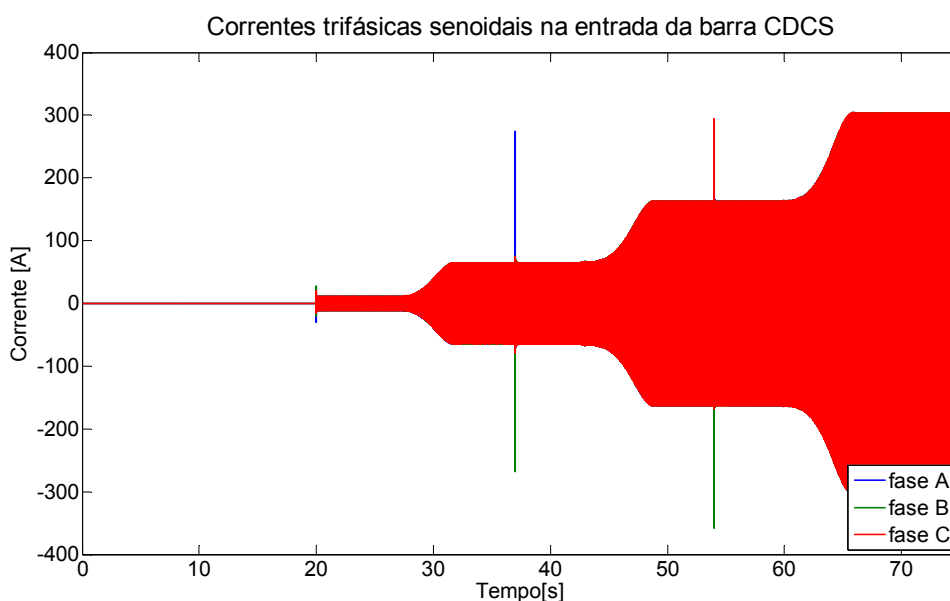


Figura 3. 21 Gráficos da corrente senoidal na entrada do painel CDSC

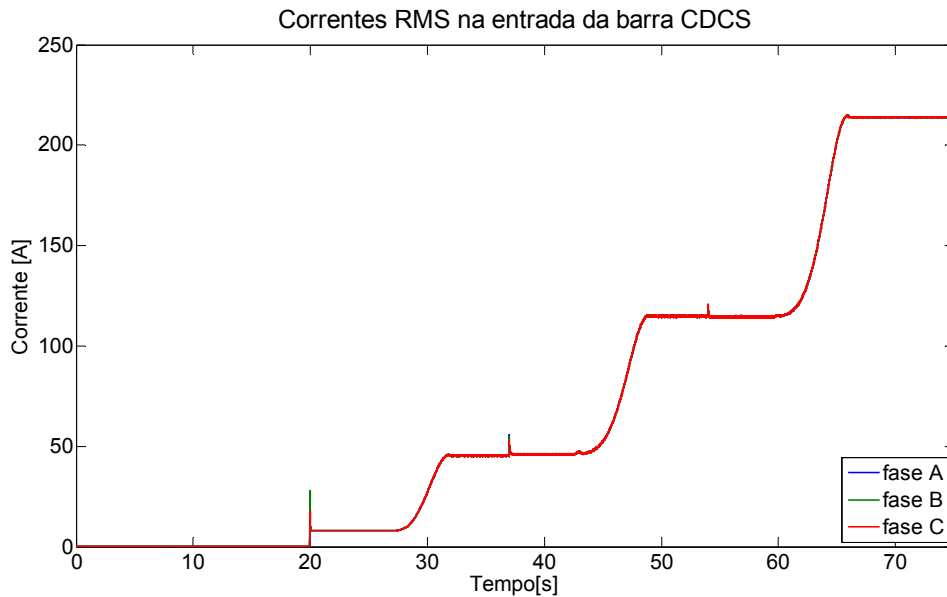


Figura 3. 22 Gráfico das correntes RMS na entrada do painel submarino - CDCS

Nestas medições é possível verificar realmente o quanto de corrente é solicitada da rede para energização somente dos alimentadores com suas respectivas cargas. É possível também verificar que, pelo fato do umbilical de distribuição ser de somente 5km, a corrente capacitiva diminui drasticamente se comparado ao de transmissão de 50km, pois no período de 20s até 25s a corrente é basicamente devido a energização do umbilical somado ao primário do VSDS. O patamar de corrente é de aproximadamente 8A. Outra importante observação é de que é possível afirmar que a magnitude da corrente é quase que diretamente proporcional à distância do umbilical. Ao final de todo o processo da energização das cargas submarinas, chega-se ao valor de 214A.

III.3.1.1.4 Análise de Corrente – Alimentador nº01 – UMB1

Nas leituras deste alimentador é possível realizar uma análise mais profunda sem que haja a sobreposição da corrente dos demais circuitos. Conforme já havia sido analisado, a corrente de energização de umbilical é praticamente capacitiva e proporcional à distância de 5km. Após a energização da rampa do VSDS é possível verificar, na Figura 3. 23 e Figura 3. 24 qual o real patamar de corrente de carga solicitado do sistema, essa corrente é de 48,8A, ao final de todo o processo de energização das demais cargas. É interessante perceber que antes de se inicializar a energização das demais cargas, a corrente era de 45,3A. O motivo de acréscimo de corrente é devido à queda de tensão da barra do painel CDCS devido a demanda crescente das demais cargas e o VSDS, como está programado para manter a potência constante para carga, acaba solicitando mais corrente do sistema.

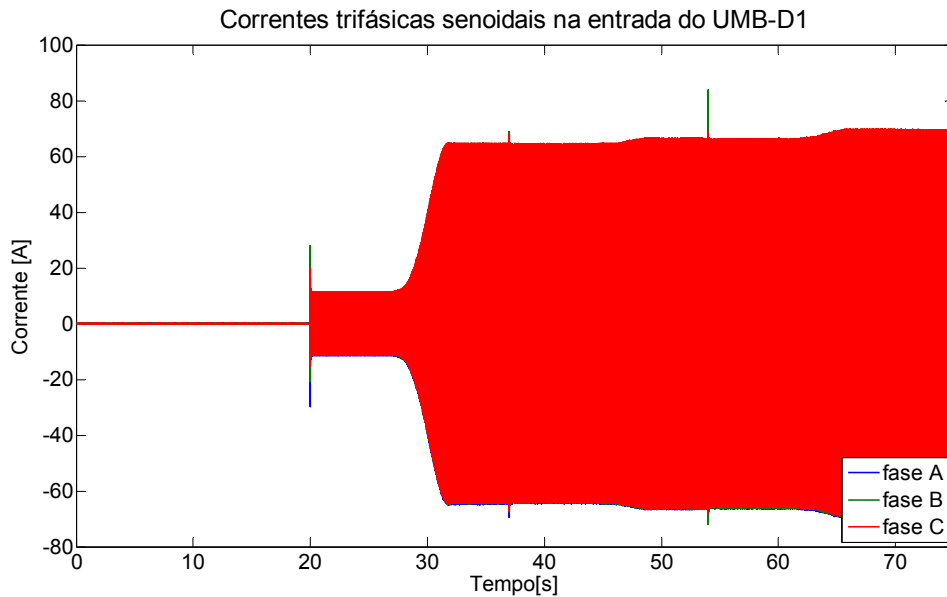


Figura 3. 23 Gráficos da corrente senoidal no alimentador nº01

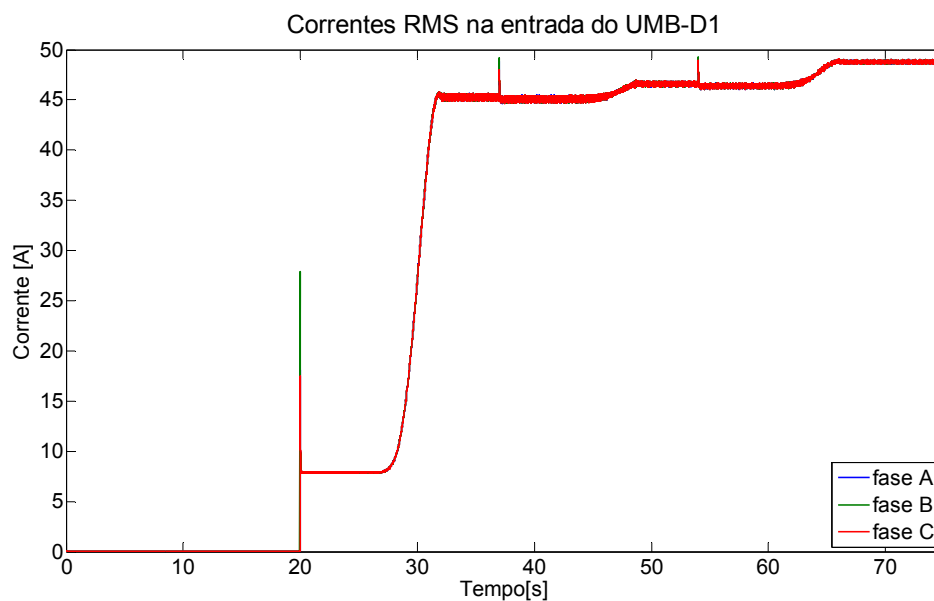


Figura 3. 24 Gráficos da corrente RMS no alimentador nº01

III.3.1.1.5 Análise de Corrente – na entrada do variador de frequência submarino nº01 – VSDS1

Para análise da corrente da carga nº01 sem o efeito do umbilical, é possível ser analisada a partir da medição do VSDS1. Neste ponto, as medições são somente relacionadas à carga submarina do VSDS1 e é possível verificar que há praticamente três etapas, sendo a primeira à vazio com uma corrente próxima de 1A, devido ao consumo do primário do VSDS, no período de 20s até 25s; já na segunda etapa é decorrente de sua energização, a partir da rampa de energização chegando de 46,5A, sendo que neste momento ainda não há mais nenhuma carga alimentada nos circuitos adjacentes do painel CDSCS; e por fim, a última etapa seria quando todos os alimentadores já estão em regime refletindo um pequeno

aumento na magnitude de corrente no alimentador nº1. Estas observações podem ser visualizadas na Figura 3. 25 e Figura 3. 26.

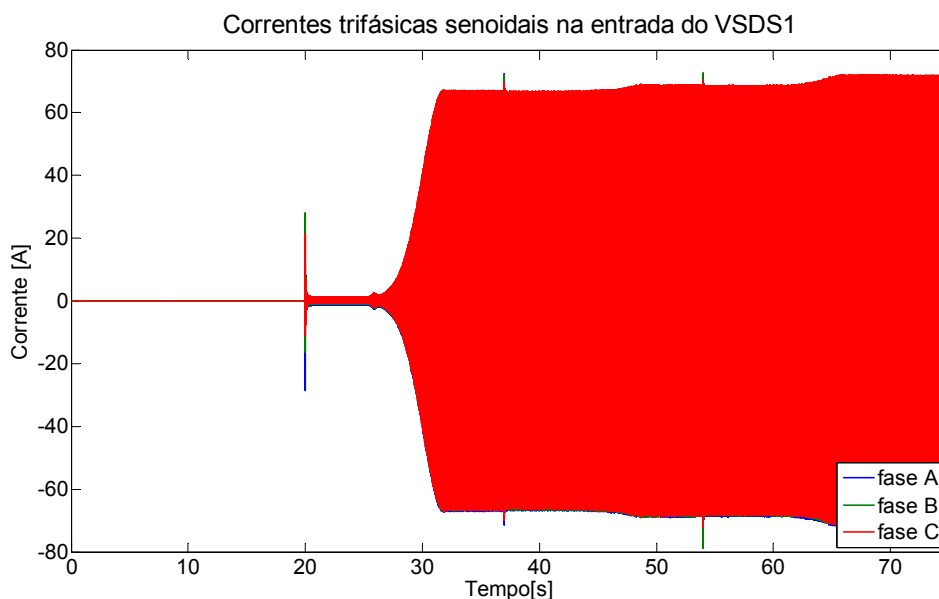


Figura 3. 25 Gráficos da corrente senoidal na entrada no VSDS nº01

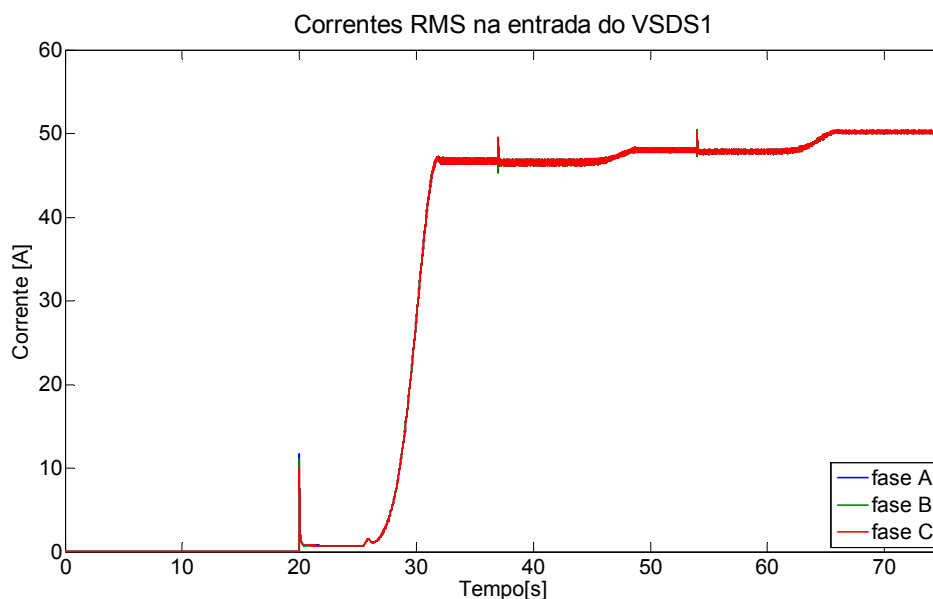


Figura 3. 26 Gráficos da corrente RMS na entrada no VSDS nº01

III.3.1.1.6 Análise de Corrente – Alimentador nº04 – UMB4

Já para este alimentador, a tensão da barra no painel CDCS já leva em consideração a queda de tensão relativa à alimentação da plena carga do alimentador nº01. Assim, apesar de ser possível a visualização do consumo de corrente do sistema de forma isolado deste sistema, não está sendo analisado o efeito no sistema na situação de energização deste alimentador de forma isolada, como foi realizado para o alimentador nº01.

As características de corrente de energização e quedas de tensões devido à energização do alimentador nº05 são as mesmas já explicitadas para o alimentador nº01. Assim,

conforme Figura 3. 27 e Figura 3. 28, é possível verificar que a corrente para energização do umbilical é de aproximadamente uns 8A e a corrente ao final da simulação, considerando a queda de tensão da entrada do alimentador nº05, é de 71,3A. Esta diferença de magnitude de corrente em relação ao alimentador nº01 é devido a potência da carga ser maior, pois enquanto que a carga do motor do alimentador nº01 era de 2MW, a carga do motor do alimentador nº04 é de 3MW.

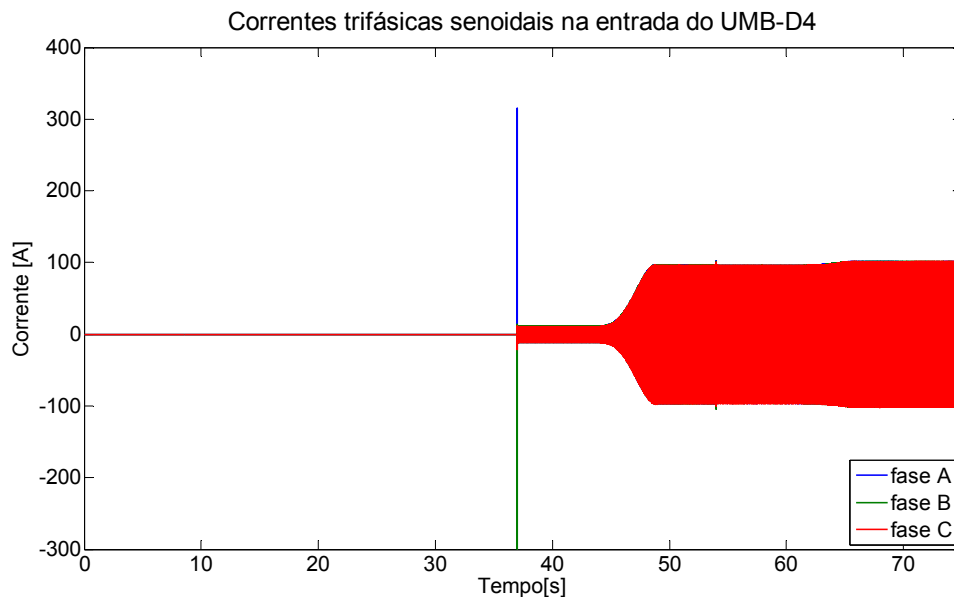


Figura 3. 27 Gráficos da corrente senoidal no alimentador nº04 – UMB4

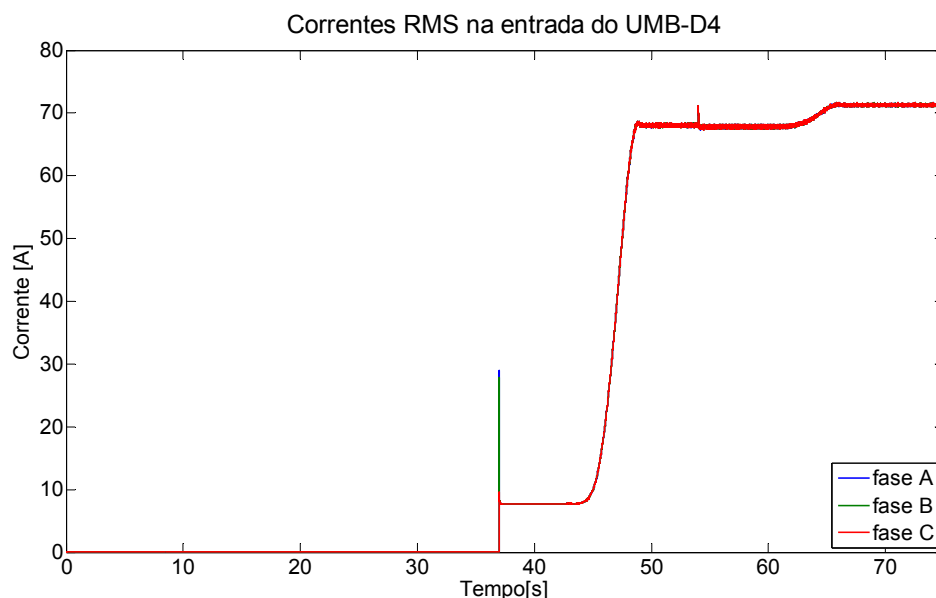


Figura 3. 28 Gráficos da corrente RMS no alimentador nº04 – UMB4

III.3.1.1.7 Análise de Corrente – na entrada do variador de frequência submarino nº04 – VSDS4

Neste ponto, as medições são somente relacionadas à carga nº04, por isso, apesar de haver uma corrente próxima de 1A, devido ao consumo do primário do VSDS, no período de

37s até 42s, as medições se iniciam com uma magnitude maior, a partir da rampa de energização chegando até 69,8A, sem nenhuma carga plena nos circuitos adjacentes, até 73A, com todas cargas energizadas nos circuitos adjacentes. Estas observações podem ser visualizadas na Figura 3. 29 e Figura 3. 30.

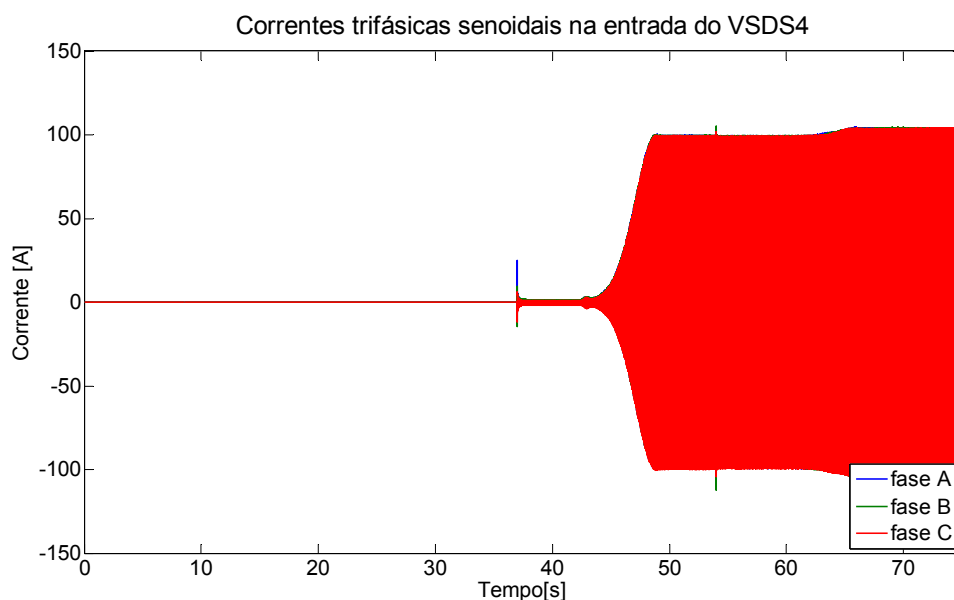


Figura 3. 29 Gráficos da corrente senoidal na entrada do variador de frequência submarino nº04 – VSDS4

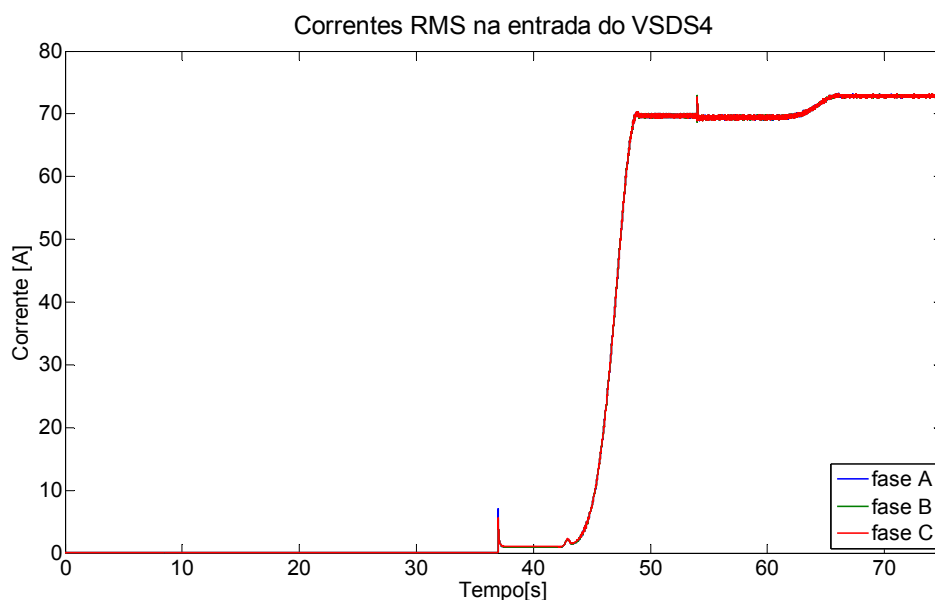


Figura 3. 30 Gráficos da corrente RMS na entrada do variador de frequência submarino nº04 – VSDS4

III.3.1.1.8 Análise de Corrente – Alimentador nº05 – UMB5

Já para este alimentador, a tensão da barra no painel CDCS já leva em consideração a queda de tensão relativa à alimentação da plena carga dos alimentadores nº01 e 04. Assim, apesar de ser possível a visualização do consumo de corrente do sistema de forma isolado

deste sistema, não está sendo analisado o efeito no sistema na situação de energização deste alimentador de forma isolada, como foi realizado somente para o alimentador nº01. Assim, conforme Figura 3. 31 e Figura 3. 32, é possível verificar que a corrente para energização do umbilical é de aproximadamente uns 8A, similar ao comportamento da energização dos demais umbilicais de distribuição, e a corrente ao final da simulação é de 94A, não há aumento de corrente, pois esta carga já é a última a entrar no sistema. Esta diferença de magnitude de corrente em relação aos alimentadores nº01 e 04 é devido a potência da carga do motor do alimentador nº05 ser maior que os dois, pois enquanto que a carga do motor do alimentador nº01 era de 2MW e a carga do motor do alimentador nº04 era de 3MW, a carga do motor do alimentador nº05 é de 4MW.

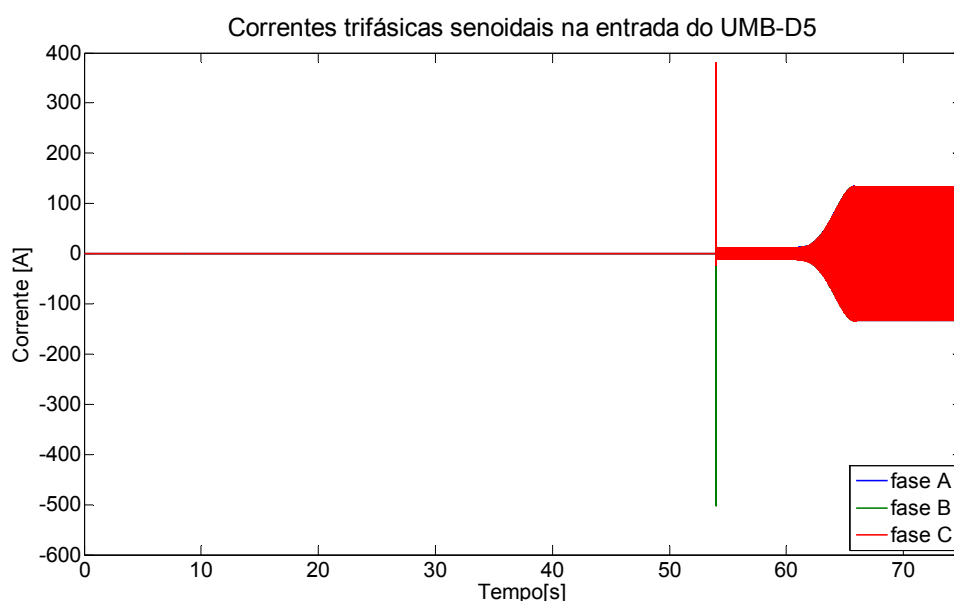


Figura 3. 31 - Gráficos da corrente senoidal no alimentador nº05 – UMB5

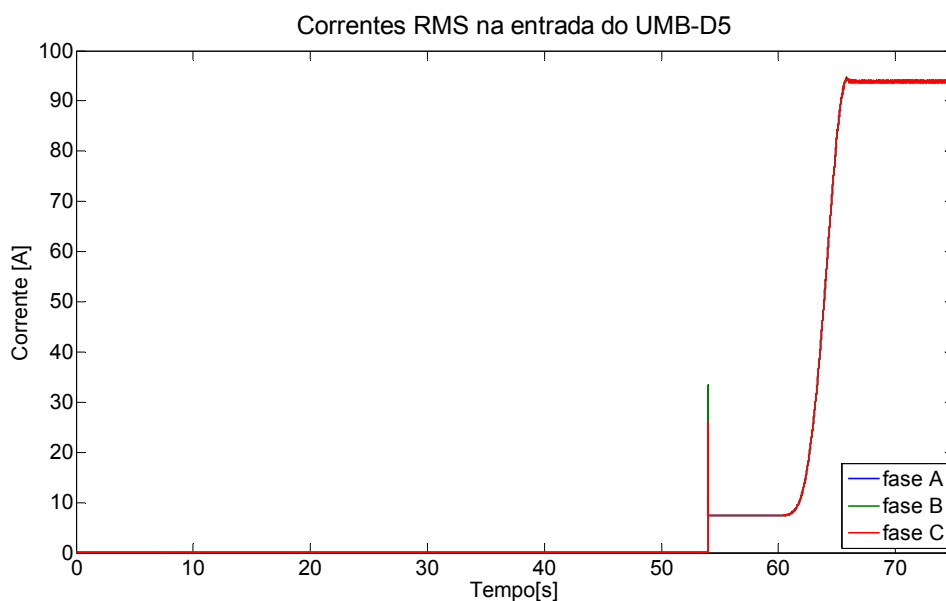


Figura 3. 32- Gráficos da corrente RMS no alimentador nº05 – UMB5

III.3.1.1.9 Análise de Corrente – na entrada do variador de frequência submarino nº05 – VSDS5

Neste ponto, as medições são somente relacionadas à carga nº05, por isso, apesar de haver uma corrente de 1,2A, devido ao consumo do primário do VSDS, no período de 54s até 59s, as medições se iniciam com uma magnitude maior, a partir da rampa de energização chegando até 95,5A, já considerando todas cargas energizadas nos circuitos adjacentes. Estas observações podem ser visualizadas na Figura 3. 33 e Figura 3. 34.

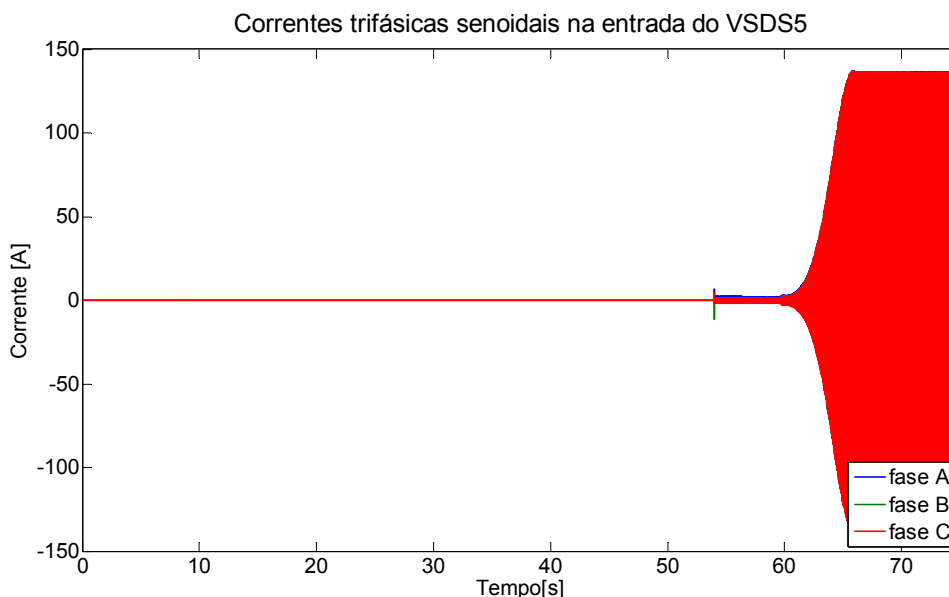


Figura 3. 33- Gráficos da corrente senoidal na entrada do variador de frequência submarino nº05 – VSDS5

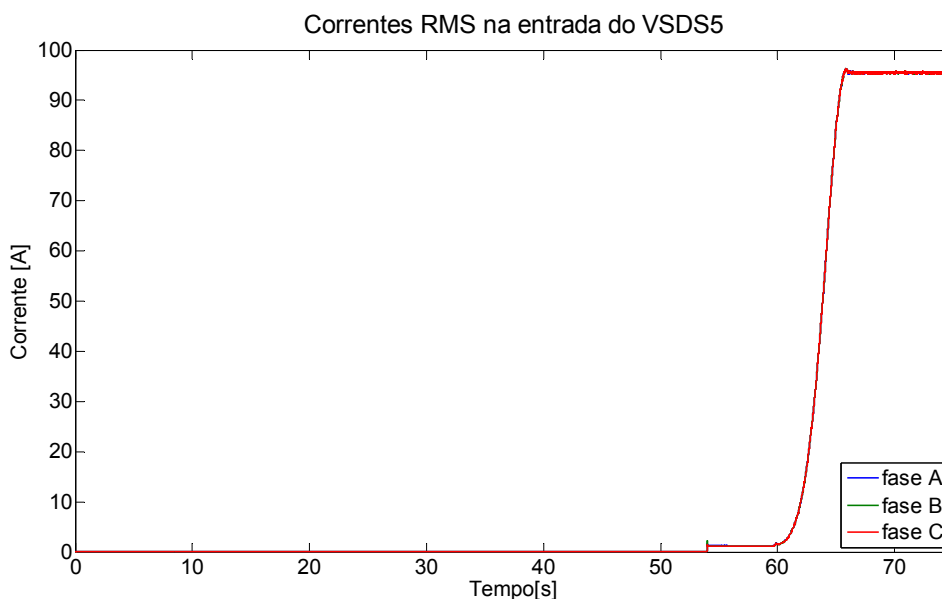


Figura 3. 34 - Gráficos da corrente RMS na entrada do variador de frequência submarino nº05 – VSDS5

III.3.1.2 ANÁLISE DE TENSÃO

Antes de se realizar a análise de tensão nos pontos de medições do caso base simulado, é importante frisar que haveria um comportamento muito mais acentuado se não houvesse os reguladores de tensão nos geradores, assim que devido estes reguladores, parece não haver uma sobretensão nas barras mais distantes da UEP.

Assim, partindo das premissas de operação listadas de acordo a condição 01 – partida de todas as cargas em cascata, é possível realizar uma análise sobre o comportamento das tensões a partir da medição mais próxima da UEP, conforme está subdividido logo a seguir:

- Partindo do ponto logo à montante do transformador elevador-TF. É importante frisar que para este ponto a tensão nominal é de 13,8kV, conforme Figura 3. 35 e Figura 3. 36;
- No ponto logo à jusante do transformador elevador-TF. É importante frisar que para este ponto a tensão nominal é de 32,0kV, conforme Figura 3. 37 e Figura 3. 38;
- No ponto logo à montante do painel submarino - CDSC, conforme Figura 3. 39 e Figura 3. 40;
- Na saída do CDCS para o umbilical de distribuição 01, conforme Figura 3. 41 e Figura 3. 42;
- Na entrada do variador de frequência submarino nº01– VSDS1;
- Na saída do CDCS para o umbilical de distribuição 04, conforme; Figura 3. 43 e Figura 3. 44
- Na entrada do variador de frequência submarino nº04– VSDS4;
- Na saída do CDCS para o umbilical de distribuição 05, conforme Figura 3. 45 e Figura 3. 46;
- Na entrada do variador de frequência submarino nº05– VSDS5.

III.3.1.2.1 Análise de Tensão – Primário do Transformador Elevador -TF

Conforme informado anteriormente, parece não haver uma alteração muito grande na leitura de tensão, pois o trabalho do regulador de tensão, assim, conforme Figura 3. 35 e Figura 3. 36, a tensão parece se manter constante ao longo de toda a simulação.

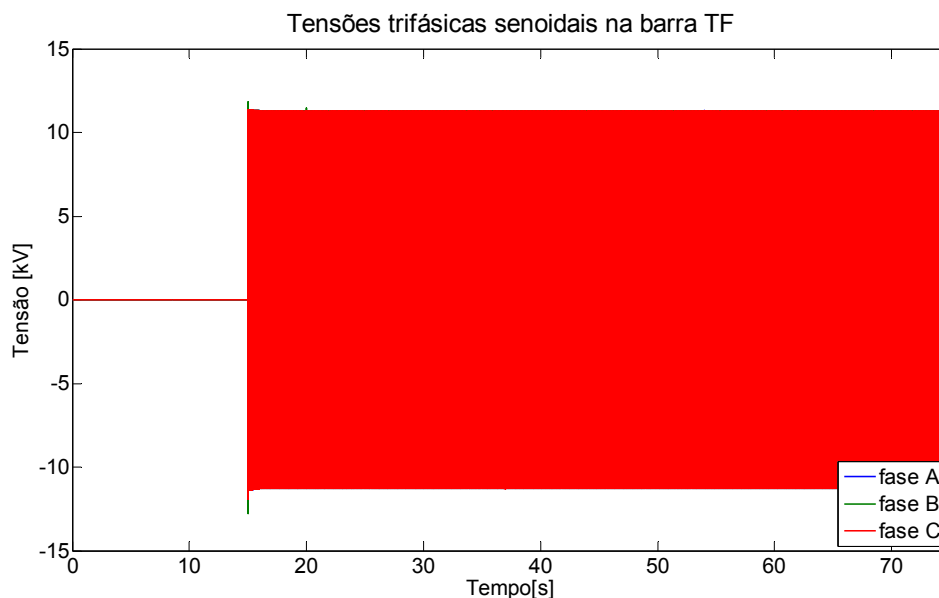


Figura 3. 35 Gráfico da tensão senoidal a partir do primário do transformador elevador - TF

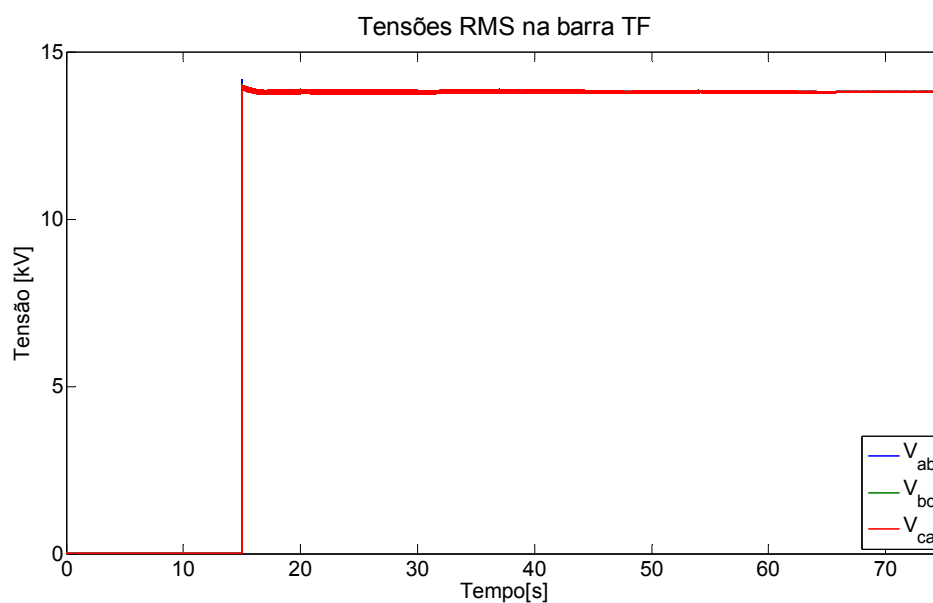


Figura 3. 36 Gráfico da tensão RMS a partir do primário do transformador elevador - TF

III.3.1.2.2 Análise de Tensão – Secundário do Transformador Elevador - RET

Mais uma vez, conforme Figura 3. 37 e Figura 3. 38, parece não haver grandes perturbações nos gráficos das tensões devido a partidas das cargas. Assim, a principal diferença é a relação de transformação de 13,8/32,0kV.

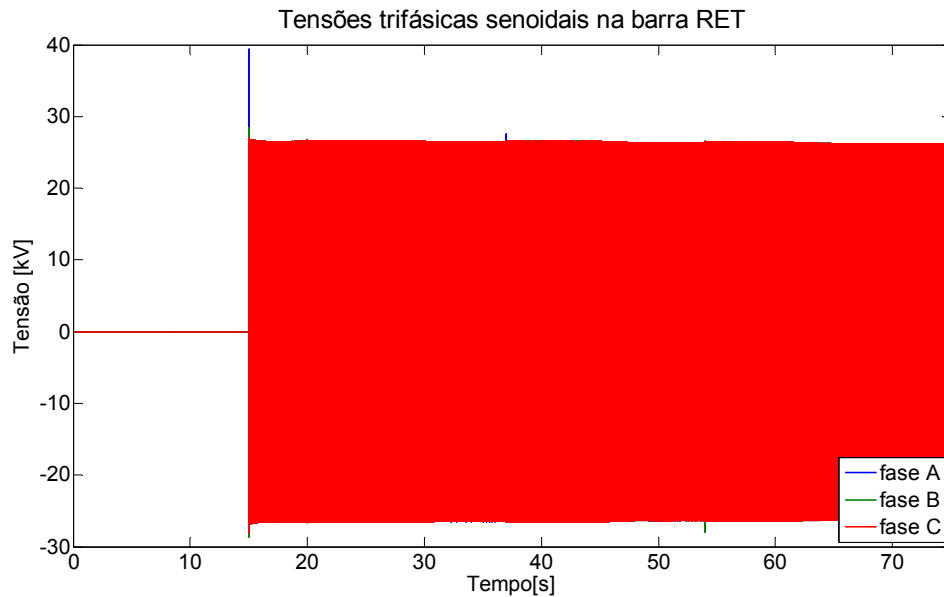


Figura 3. 37 Gráficos da tensão senoidal no secundário do transformador elevador - RET

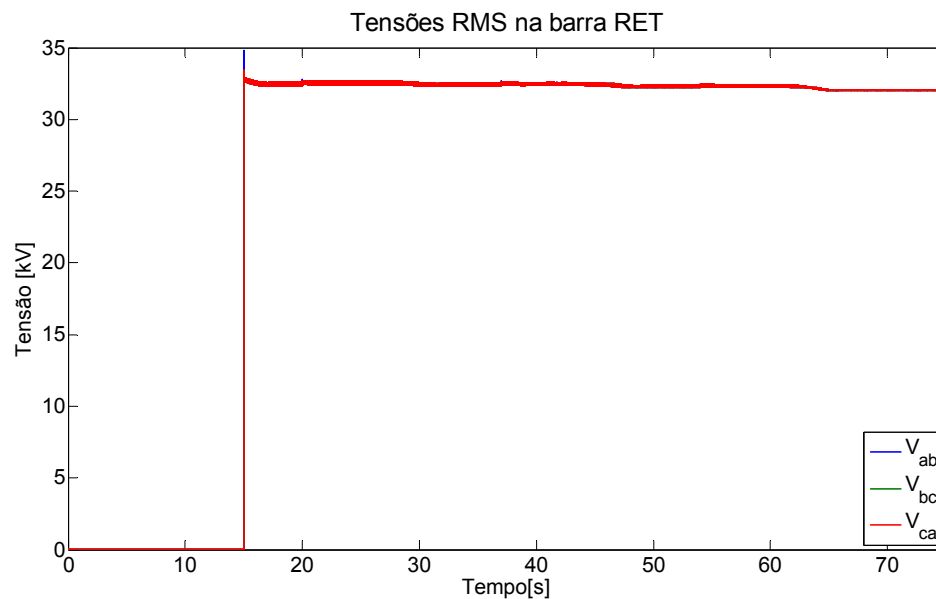


Figura 3. 38 Gráficos da tensão RMS no secundário do transformador elevador - RET

III.3.1.2.3 Análise de Tensão – Entrada do Painel de Potência Submarino – CDSC

Neste ponto de medição, já é possível observar, conforme Figura 3. 39 e Figura 3. 40, que há uma variação no comportamento do perfil de tensão para cada cenário analisado. Verifica-se que ao se energizar o umbilical de transmissão a vazio, na tensão medida aparece uma sobretensão de aproximadamente 33kV, o que significa uma sobretensão de 1,22%. Esta sobre tensão se eleva um pouco mais, quando se energiza o umbilical do alimentador de distribuição nº01 a vazio para o valor de 33,2kV, relativo a uma sobretensão de 1,66% em relação ao secundário do transformador elevador – RET. Outra informação importante é que na partida dos VSDs não há mais sobretensões, mas sim uma queda

gradual na magnitude da tensão, chegando ao patamar de 30kV, relativo a uma queda de tensão de 6,48%. Estas magnitudes têm bastante relevância para se dimensionar este equipamento submarino para tensão nominal.

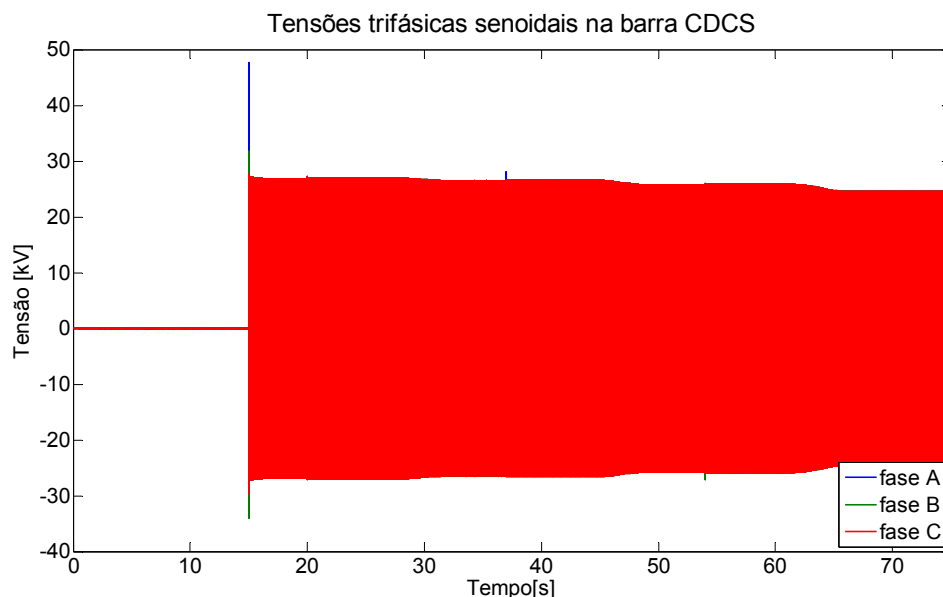


Figura 3. 39 Gráficos da tensão senoidal na entrada do painel submarino - CDCS

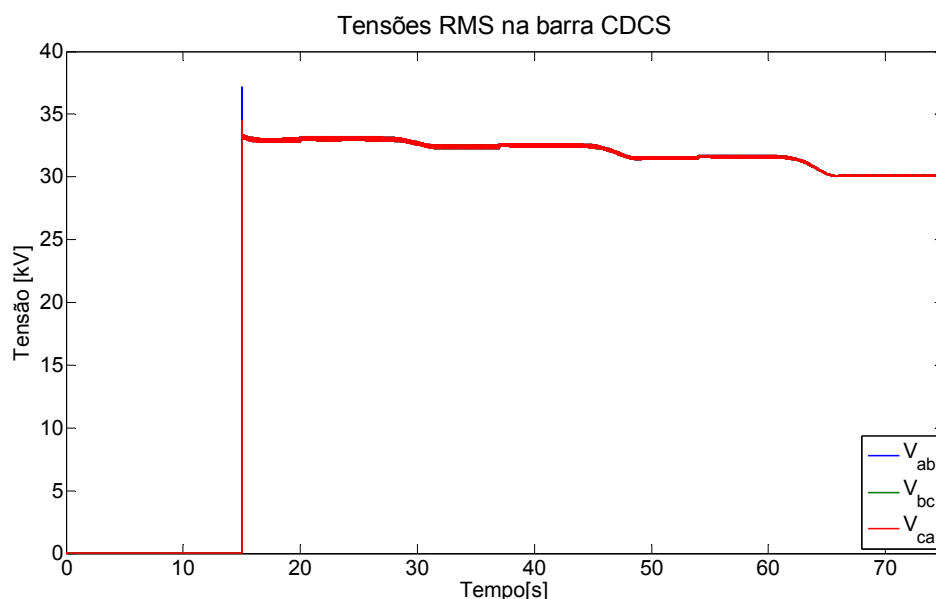


Figura 3. 40 Gráficos da tensão RMS na entrada do painel submarino - CDCS

III.3.1.2.4 Análise de Tensão – Alimentadores nº01, 04 e 05 – UMB1, UMB4 e UMB5

Como estas medições de tensões se remetem a barra, que na realidade se trata do painel CDCS, os valores medidos são exatamente os mesmos do painel. Assim, na Figura 3. 41 e Figura 3. 42 é apresentado apenas as medições do alimentador nº01, sendo que para os demais alimentadores as medições são idênticas, porém se iniciando nos tempos de fechamento de seus respectivos disjuntores. Na Figura 3. 43 e Figura 3. 44 é apresentado

os gráficos relativos ao alimentador nº04 e na Figura 3. 45 e Figura 3. 46 os gráficos relativos ao alimentador nº05.

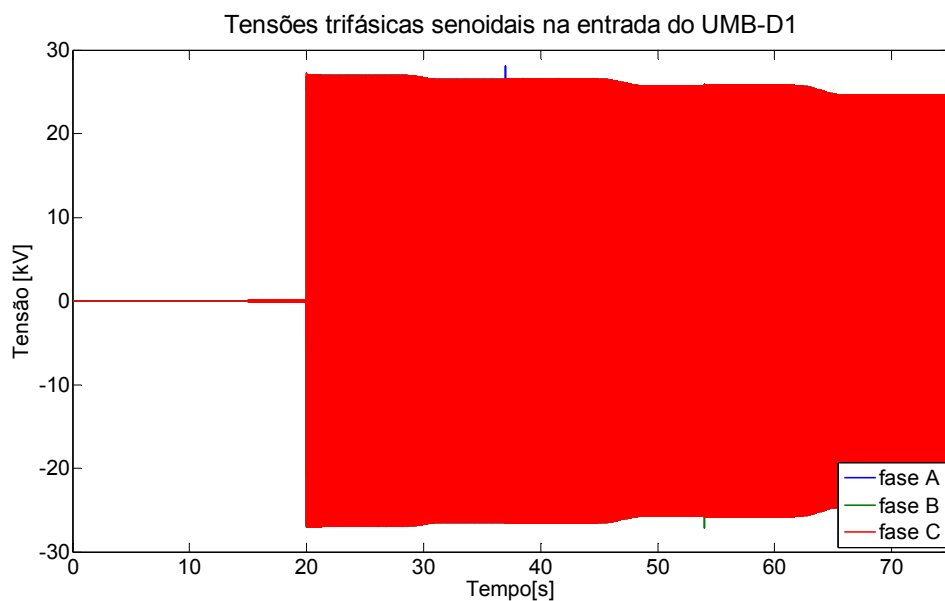


Figura 3. 41 Gráficos da tensão senoidal no alimentador nº01 – UMB1

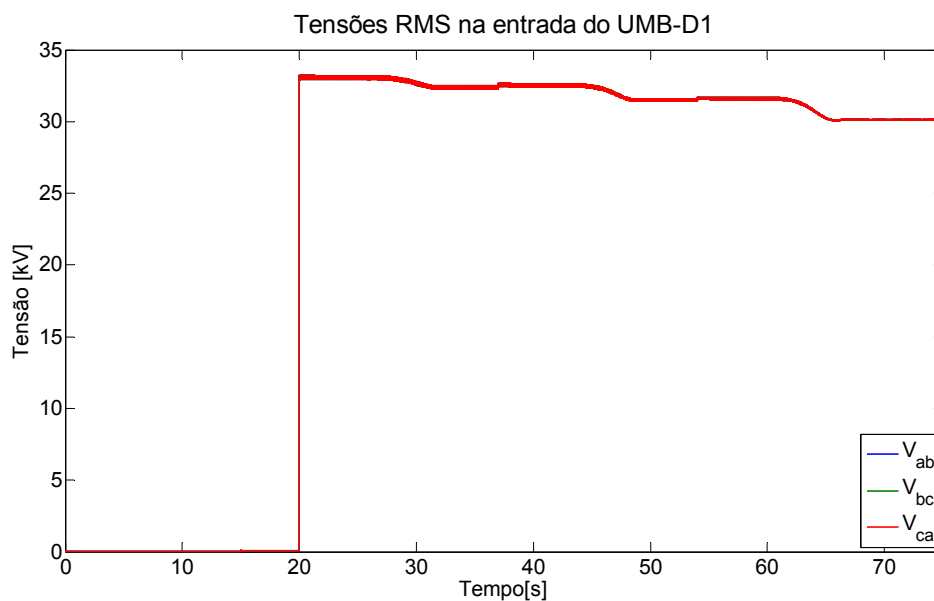


Figura 3. 42 Gráficos da tensão RMS no alimentador nº01 – UMB1

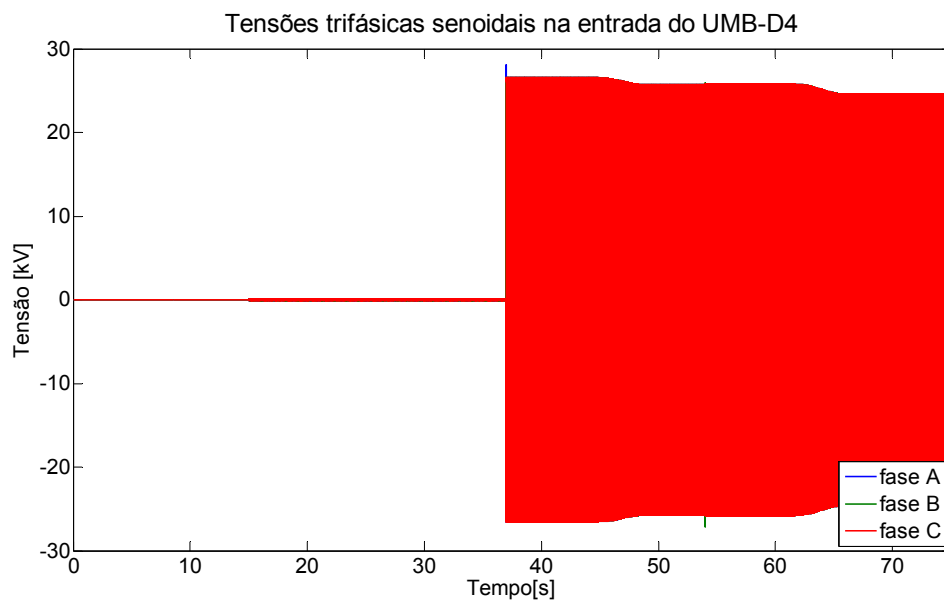


Figura 3. 43 Gráficos da tensão senoidal no alimentador nº04 – UMB4

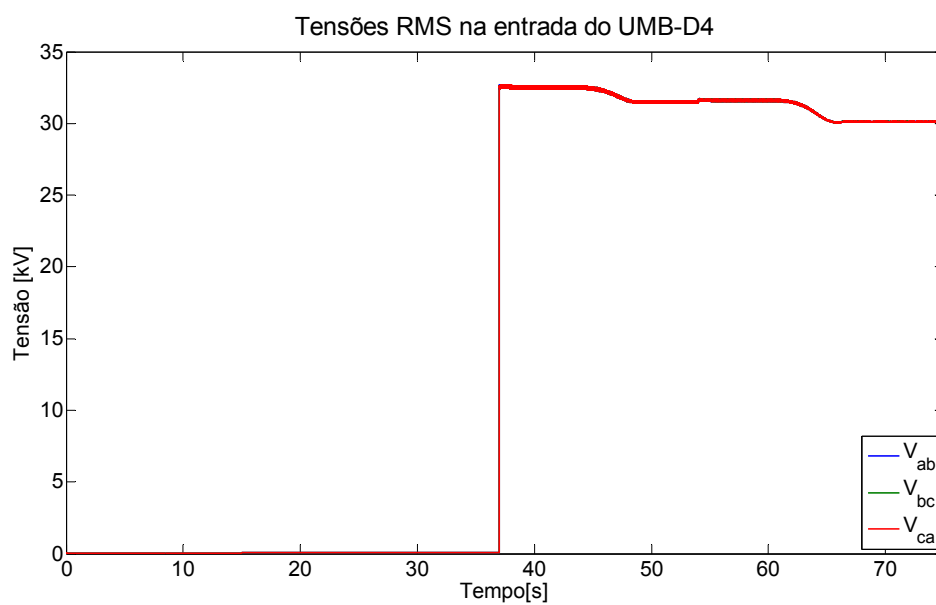


Figura 3. 44 Gráficos da tensão RMS no alimentador nº04 – UMB4

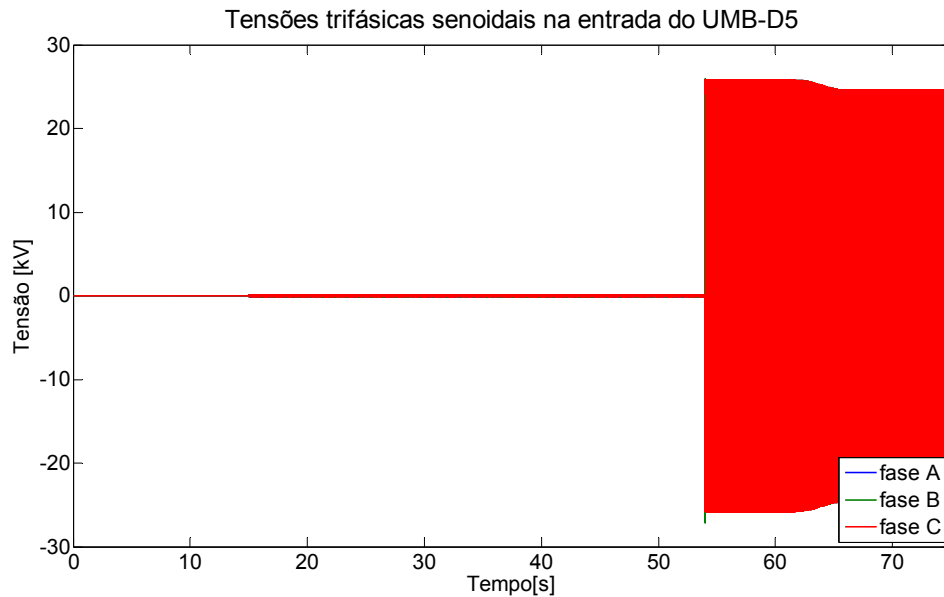


Figura 3. 45 Gráficos da tensão senoidal no alimentador nº05 – UMB5

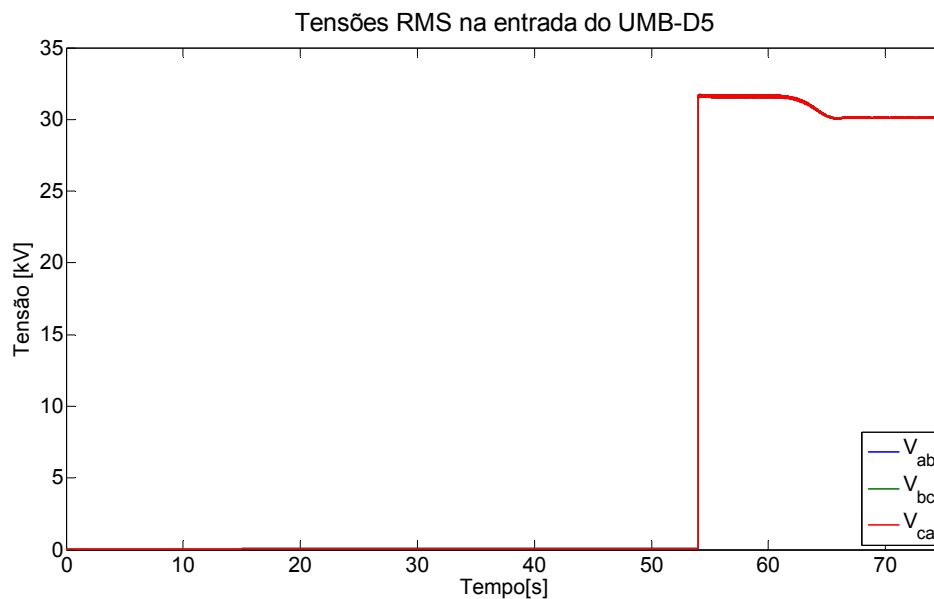


Figura 3. 46 Gráficos da tensão RMS no alimentador nº05 – UMB5

III.3.1.2.5 Análise de Tensão – na entrada dos variadores de frequência submarino nº01,04 e 05 – VSDS1, VSDS4 e VSDS5

É possível verificar, para a leitura das grandezas no Variador de frequência VSDS1, que devido as distâncias curtas de 5km entre este equipamento e o painel submarino CDSC, em comparação à distância do umbilical de transmissão de 50 km, não há alteração significativa nas magnitudes das tensões em relação as leituras medidas no painel CDCS. Ou seja, a leitura nestes pontos são praticamente os mesmos lidos na barra do painel CDCS.

III.3.1.3 CONSIDERAÇÕES CONSOLIDADAS DA ANÁLISE DAS GRANDEZAS DE TENSÃO E CORRENTE

É possível verificar o perfil de tensão para todos os cenários operacionais simulados na Figura 3. 47. Neste gráfico é apresentado o perfil de tensão desde a plataforma - RET, até a entrada dos variadores de frequência submarinos, para cada instante das simulações, ou seja, desde a alimentação do umbilical de transmissão à vazio até a situação de plena carga.

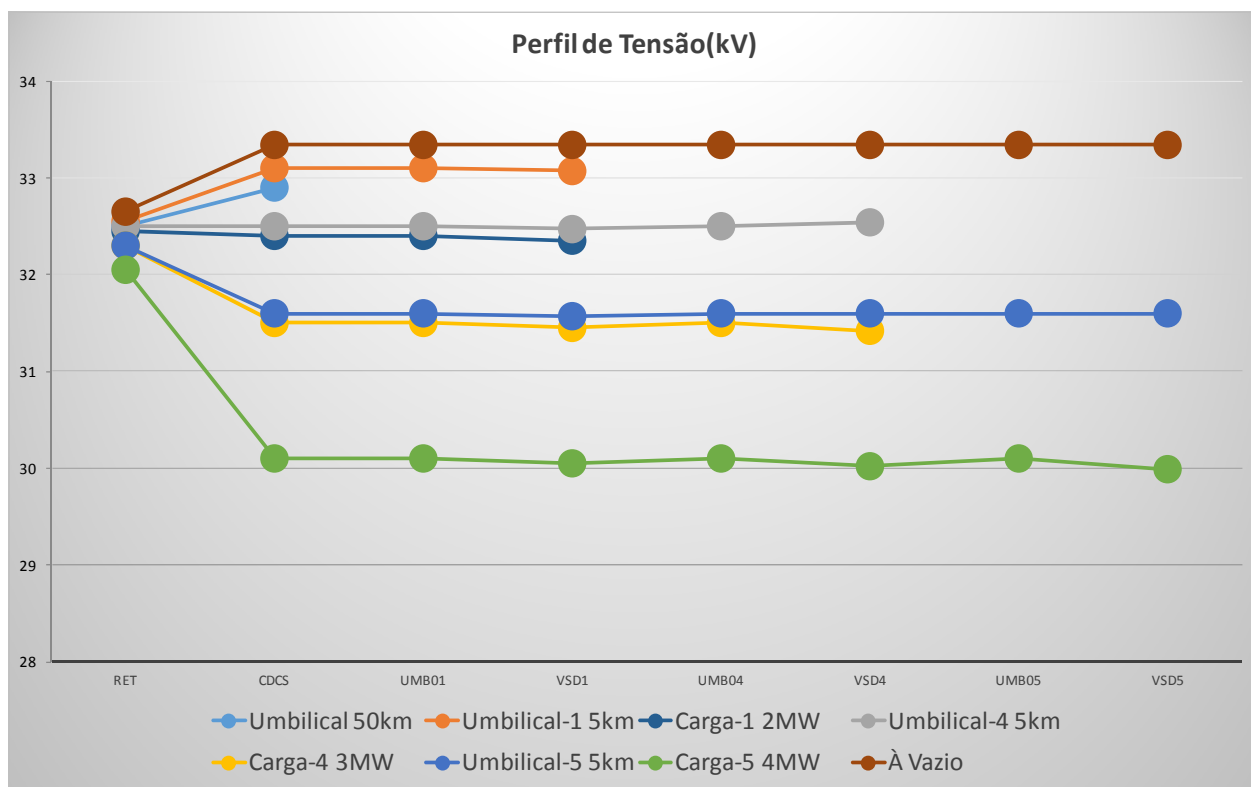


Figura 3. 47 Perfil de tensão para todos os cenários simulados

Neste gráfico, verifica-se que a sobretensão em relação à fonte, que está sendo considerado na medição do ponto RET, localizado na saída do transformador elevador da UEP, praticamente se anula a partir energização do umbilical de distribuição 01 considerando a carga 01 em operação. Antes da energização plena da carga 01, ou seja, considerando apenas a energização dos umbilicais de transmissão de 50km e umbilical de distribuição-01 de 5km, há uma sobretensão de 1,67%. Esta sobretensão deve ser considerada como sendo uma condição operacional, visto que não há como realizar a energização das cargas sem antes passar por esta etapa. Porém, vale salientar que a pior condição de sobretensão em regime permanente será quando houver a energização de todos os trechos de umbilicais sem a adição de nenhuma carga. Este caso também é apresentado na Figura 3. 47, apenas com o mérito de comparação.

Na Figura 3. 48 é apresentado o perfil de corrente para todos os cenários operacionais simulados, assim é possível se conhecer qual a magnitude do valor eficaz da corrente para cada ponto de medição simulado no caso base, considerando esta condição operacional nº01. Estes valores podem servir de referência para se realizar uma análise se há ou não a

presença de uma sobrecorrente para cada cenário desta condição operacional nº01, considerando cada ponto de medição do sistema.

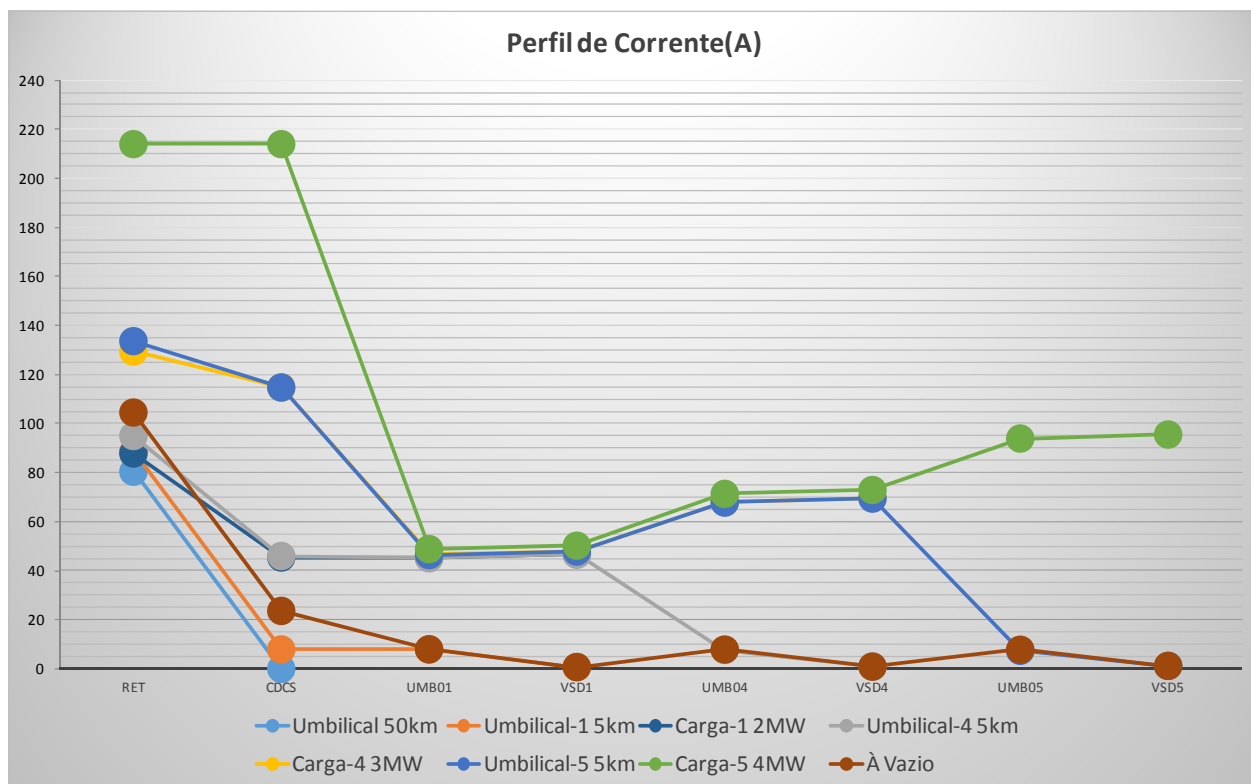


Figura 3. 48 Perfil de corrente para todos os cenários simulados em regime permanente

Como já era de se esperar a maior corrente em regime permanente é exatamente quando todas as cargas estão em plena carga. O patamar desta corrente total é em torno de 214 A medidos no secundário do transformador elevador –RET (Não foi analisado o valor no primário, afim de se manter a mesma base de tensão de análise). Já para os umbilicais de distribuição, também é possível verificar que as maiores correntes são exatamente quando cada alimentador está em plena carga. O valor eficaz máximo para o circuito de distribuição nº01 é de 50,2A, na condição em que todas as cargas estão em operação. O máximo valor de corrente também é alcançado na mesma condição para o circuito de distribuição nº04, sendo este valor de 72,9A. Como nesta simulação a energização do circuito de distribuição nº05 está ocorrendo após a energização dos circuitos de distribuição nº 01 e 04, há apenas um valor de 95,5A para ser considerado. Outro ponto a ser observado é de que mesmo com todas desligadas, ou seja, na situação em que os umbilicais energizados estão a vazio, há a presença de corrente, sendo que a magnitude na saída do transformador elevador – RET é de 104,5 A, sendo maior que o cenário da carga nº1 em operação e, também, no cenário do umbilical do alimentador nº04 a vazio em conjunto com a carga nº01 em operação.

Com estas informações, é possível verificar qual o valor de corrente em todos os cenários estudados e, a partir daí, verificar quais os valores a serem considerados para o ajuste de corrente de carga para os relés de sobrecorrente. Para permitir um correto ajuste de

proteção é necessário conhecer também os valores de contribuições de corrente de curto-circuito em diversas situações e, assim, garantir que o ajuste parametrizado esteja exatamente entre os valores de carga, considerando um fator de segurança, e os valores de contribuição para cada falta.

III.3.2 ESTUDOS DE FALTAS

Considerando as análises para as situações de faltas, neste tópico será apresentado o comportamento das grandezas de corrente e tensão para os seguintes casos:

- faltas trifásicas, a fim de se verificar a magnitude elevada das correntes envolvidas;
- faltas fase-terra.

Para melhor entendimento quanto à magnitude das grandezas, serão apresentados estes tipos de faltas para os seguintes pontos:

- No secundário do transformador elevador – RET;
- Na entrada do painel submarino – SDCS (somente para faltas fase-terra);
- Na saída do alimentador nº05 – UMB5 (somente para faltas fase-terra);
- Na entrada do variador submarino nº05 – VSDS5.

Para todos os casos de faltas será mostrado o gráfico no ponto da falha, as contribuições de correntes nos disjuntores dos alimentadores adjacentes, além do comportamento das tensões na barra do painel submarino, na entrada dos variadores e na saída do transformador elevador.

III.3.2.1 FALTAS TRIFÁSICAS

III.3.2.1.1 Análise de Correntes - Cenário para Falta trifásica na entrada do VSDS5

Neste ponto são apresentados inicialmente as magnitudes da falta trifásica no ponto da saída do UMB5. Para reduzir o tempo computacional, nesta simulação partiu-se todas as cargas ao mesmo tempo para, somente depois, aplicar uma falta trifásica no tempo de 25s. A duração da falta foi estipulada como sendo de 0,2s. Para melhor visualizar os instantes pré- e pós-falta não será apresentado a energização das cargas. O motivo para isto é que as análises relativas ao regime permanente já foram realizadas.

Na Figura 3. 50, é possível verificar que o VSDS5 não contribui para a corrente de curto-circuito, confirmando suas características de um conversor baseado em eletrônica de potência. Tanto a contribuição de corrente pelo próprio disjuntor UMB05, conforme Figura 3. 49, Figura 3. 51 e Figura 3. 52, como também a contribuição pela linha de umbilical de transmissão medida no ponto RET, conforme Figura 3. 53, apresentam leituras similares de 1380 A. Apenas como informação, a magnitude de corrente no lado do primário do

transformador elevador – TF é em torno de 3200 A. Partindo para as medições de corrente dos alimentadores adjacentes, verifica-se que durante a falta trifásica na entrada do VSDS5, a corrente de carga é praticamente anulada, ou seja, não há alimentação para os circuitos adjacentes, mesmo estes não estando sob falta alguma. Este comportamento é devido à queda de tensão ser tão drástica na barra do painel submarino – CDSC, afetando consequentemente todos os alimentadores conectados a ele, que o funcionamento do controle do VSDS é afetado pelo fato de sair da tolerância de subtensão. Este comportamento de corrente pode ser verificado na Figura 3. 54 e Figura 3. 55.

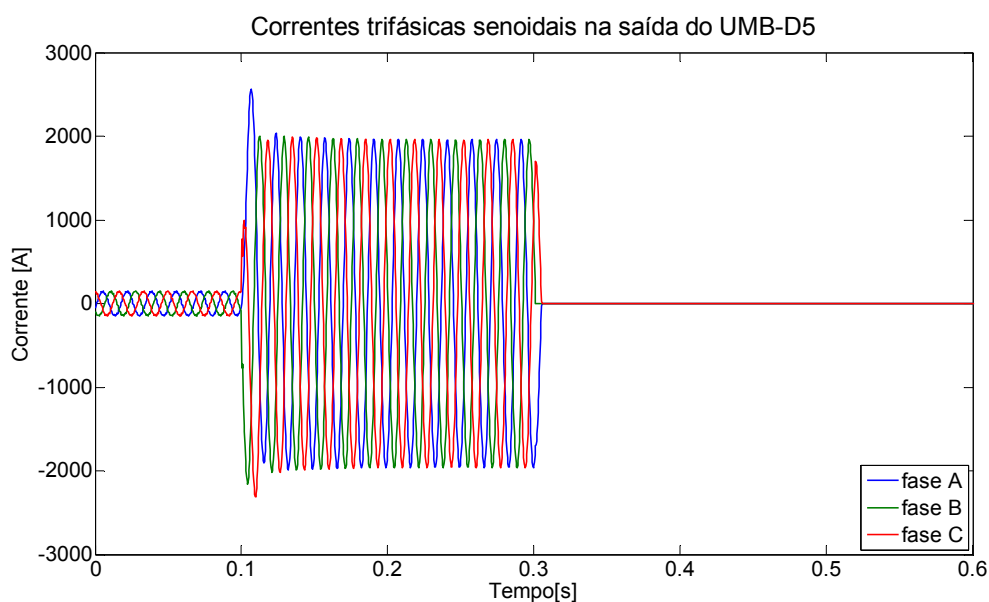


Figura 3. 49 Gráficos de correntes senoidais à montante da falta VSDS

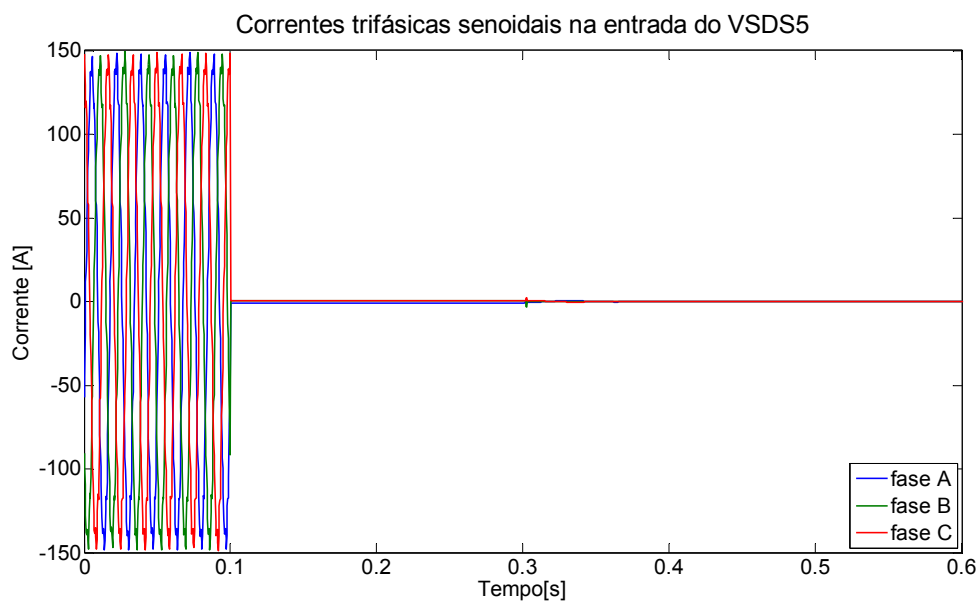


Figura 3. 50 Gráficos de correntes senoidais à jusante da falta VSDS.

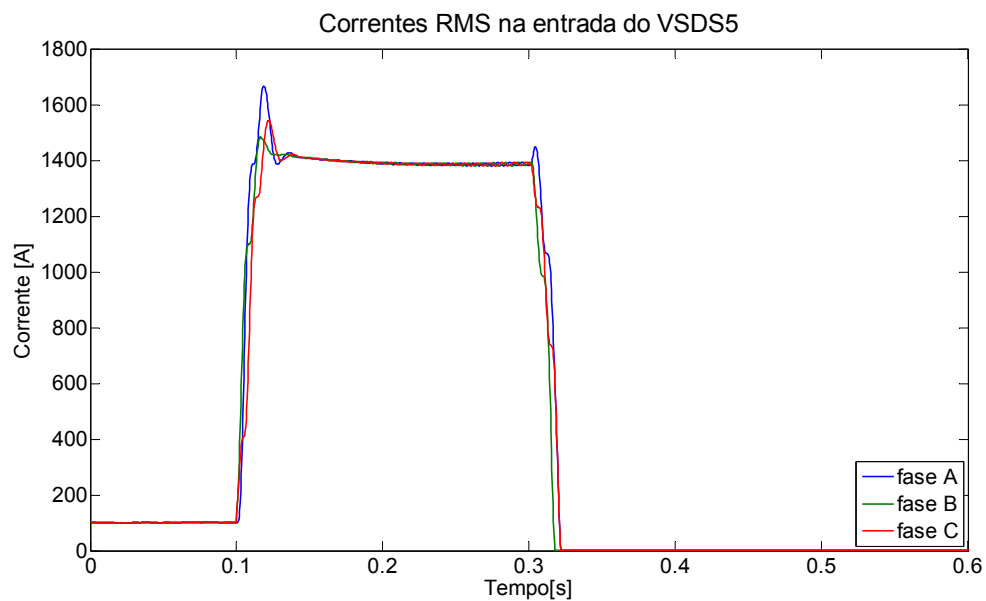


Figura 3. 51 Gráficos de corrente RMS da falta VSDS

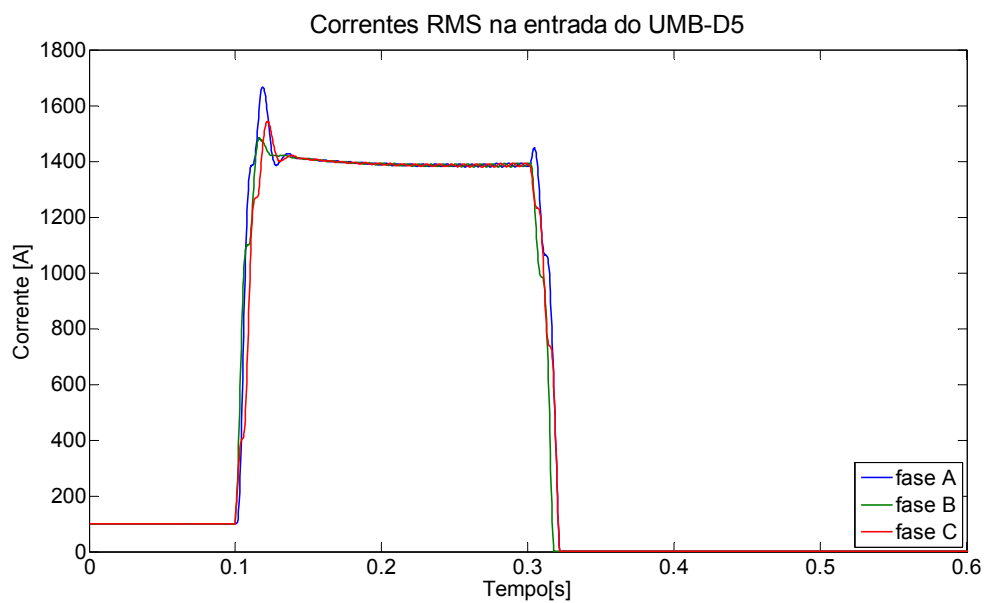


Figura 3. 52 Gráficos de corrente RMS da contribuição na entrada do UMB-5 para uma falta trifásica na entrada do VSDS5

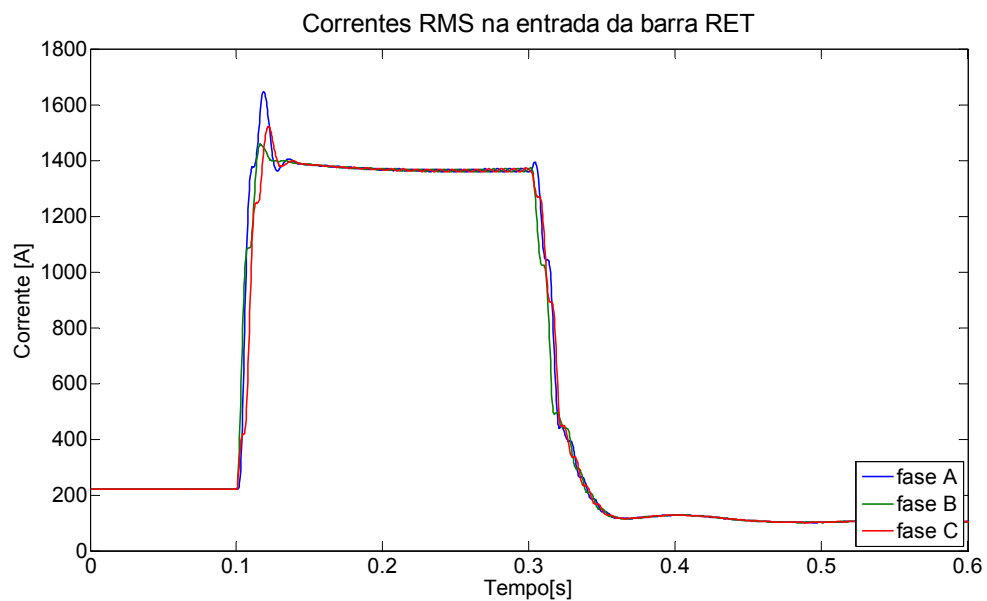


Figura 3. 53 Gráficos de corrente RMS da contribuição na barra RET para uma falta trifásica na entrada do VSDS5

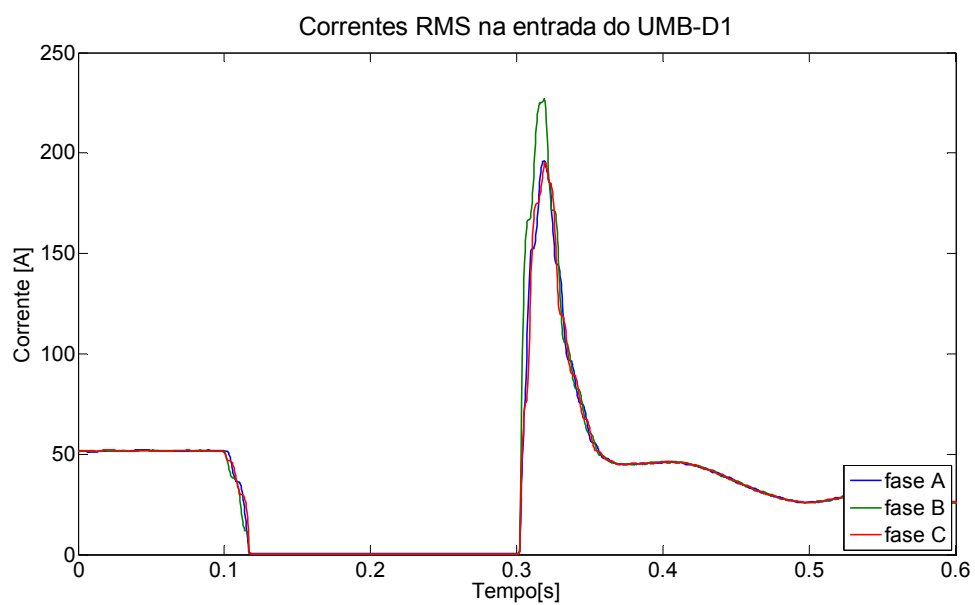


Figura 3. 54 Gráficos de corrente RMS da contribuição na barra UMB1 para uma falta trifásica na entrada do VSDS5

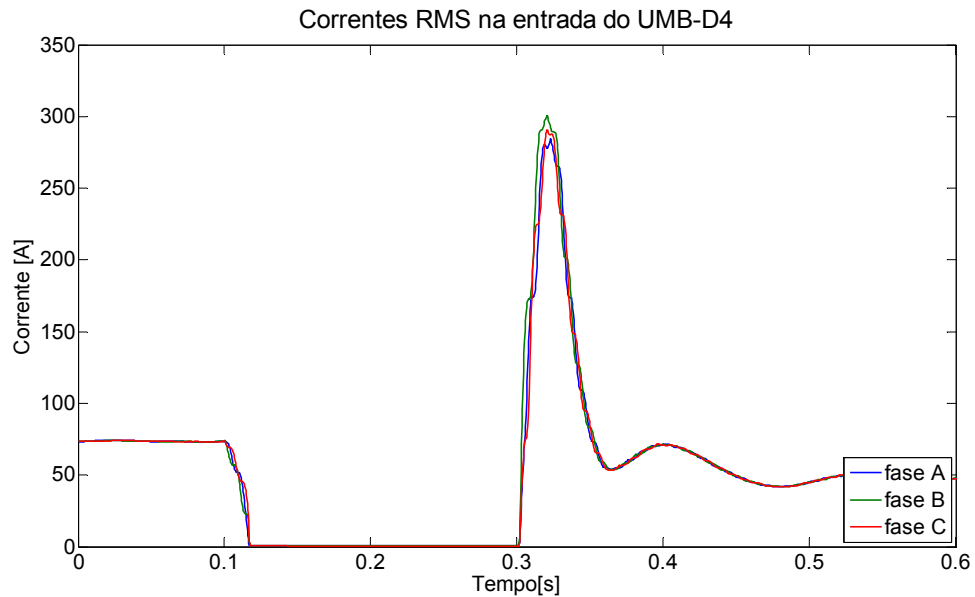


Figura 3. 55 Gráficos de corrente RMS da contribuição na barra UMB4 para uma falta trifásica na entrada do VSDS5

III.3.2.1.2 Análise de Tensão - Cenário para Falta trifásica na entrada do VSDS5

É apresentado neste tópico o comportamento da grandeza de tensão no ponto de falta, na barra do painel submarino, nas entradas de todos os variadores e, por fim, na saída do transformador elevador – RET.

Primeiramente a tensão no ponto de falta, como é de se esperar para uma falta trifásica é praticamente anulada, conforme Figura 3. 56. O mesmo comportamento drástico de subtensão ocorre na barra do painel CDSC, afetando todos os alimentadores adjacentes, visto que para este patamar de tensão, os controles dos VSDS dos alimentadores nº 01 e 04 não conseguem manter a carga em pleno funcionamento, conforme Figura 3. 57, Figura 3. 58 e Figura 3. 59, visto que a leitura é em torno de 2kV. A queda de tensão também é percebida na saída do transformador elevador – RET, conforme Figura 3. 60, porém neste caso a queda não é tão brusca, pois devido a subtensão proveniente da falta trifásica no VSDS5 o patamar de tensão é em torno de 22kV entre fases durante o curto.

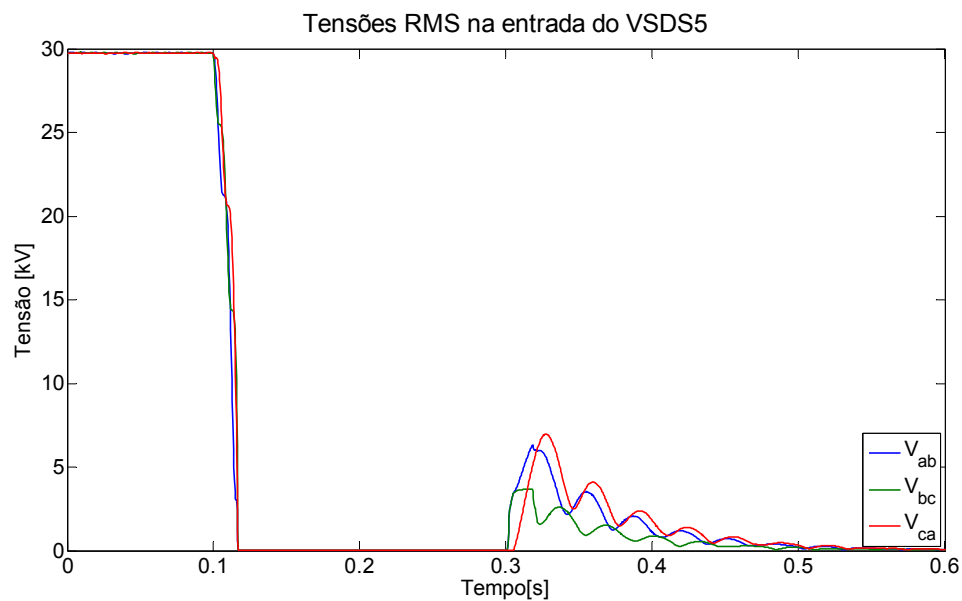


Figura 3. 56 Comportamento da tensão na entrada do VSDS5 para uma falta trifásica

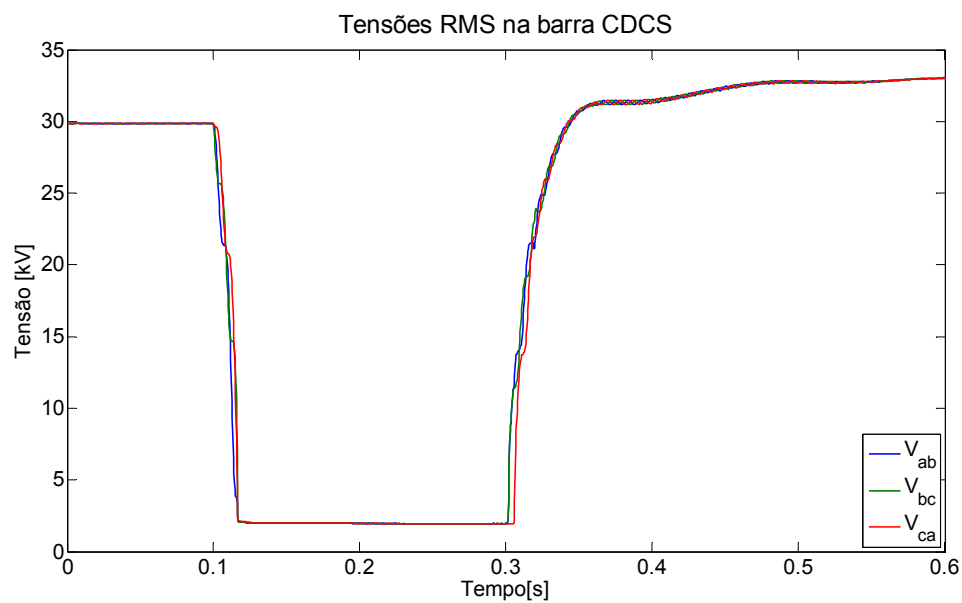


Figura 3. 57 Análise da tensão no barramento do painel submarino – CDCS para uma falta trifásica na entrada do VSDS5

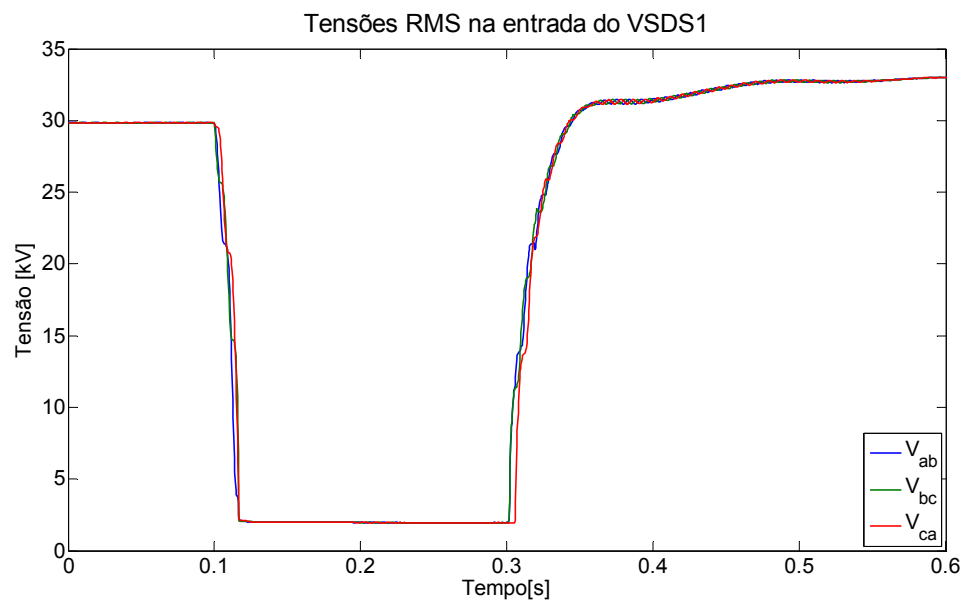


Figura 3. 58 Análise da tensão no alimentador adjacente UMB1 para uma falta trifásica na entrada do VSDS5

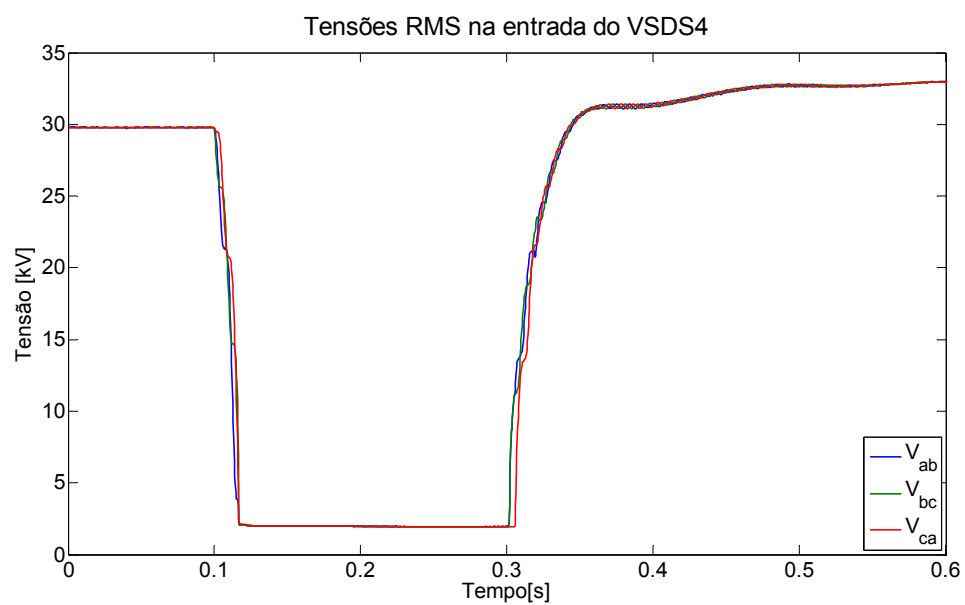


Figura 3. 59 Análise da tensão no alimentador adjacente UMB4 para uma falta trifásica na entrada do VSDS5

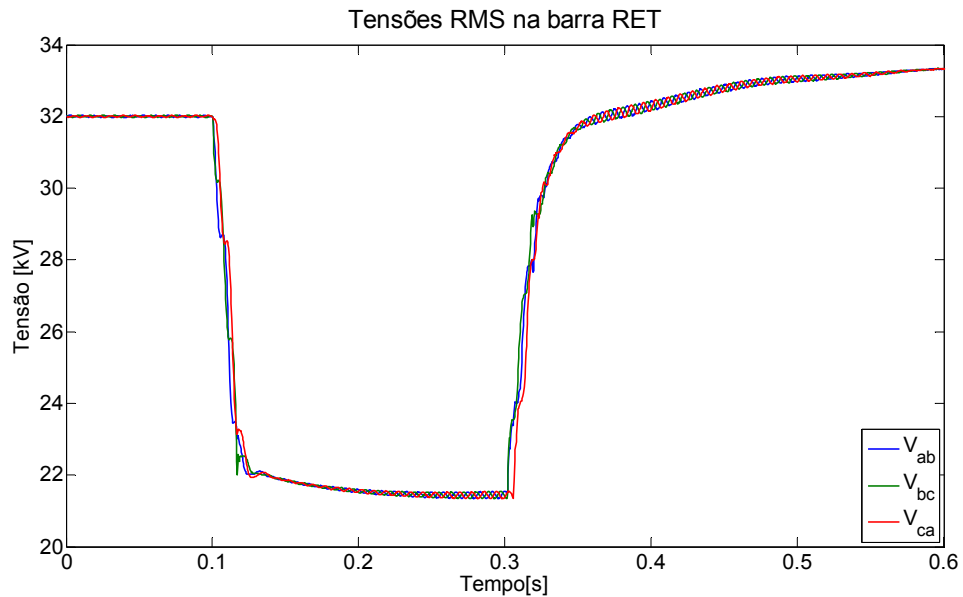


Figura 3. 60 Análise da tensão no secundário do transformador elevador – RET para uma falta trifásica na entrada do VSDS5

Assim, conclui-se que mesmo uma falta trifásica ocorrendo em um ponto tão distante da fonte geradora na UEP, os efeitos no sistema são drasticamente danosos, pois além de causar um dano nos equipamentos envolvidos na falta, causa também o desligamento de todos alimentadores adjacentes por subtensão. Assim, para contornar esta situação é necessário, prever formas de controles que mantenham o funcionamento da carga após o desligamento instantâneo do alimentador defeituoso. Nesta simulação não foi analisado tal tipo de controle nos variadores.

III.3.2.1.3 Análise de Correntes - Cenário para Falta trifásica na saída transformador elevador – RET

Na Figura 3. 61, Figura 3. 62 e Figura 3. 63, é apresentado o gráfico para uma falta trifásica na saída do transformador elevador – RET. Nestes gráficos verifica-se sobrecorrentes com magnitude bastante elevada, em torno de 6 kA. Observa-se também que, pelo fato do circuito ser radial e composto por cargas alimentadas por conversores de potência, não há contribuição de corrente para medições à jusante.

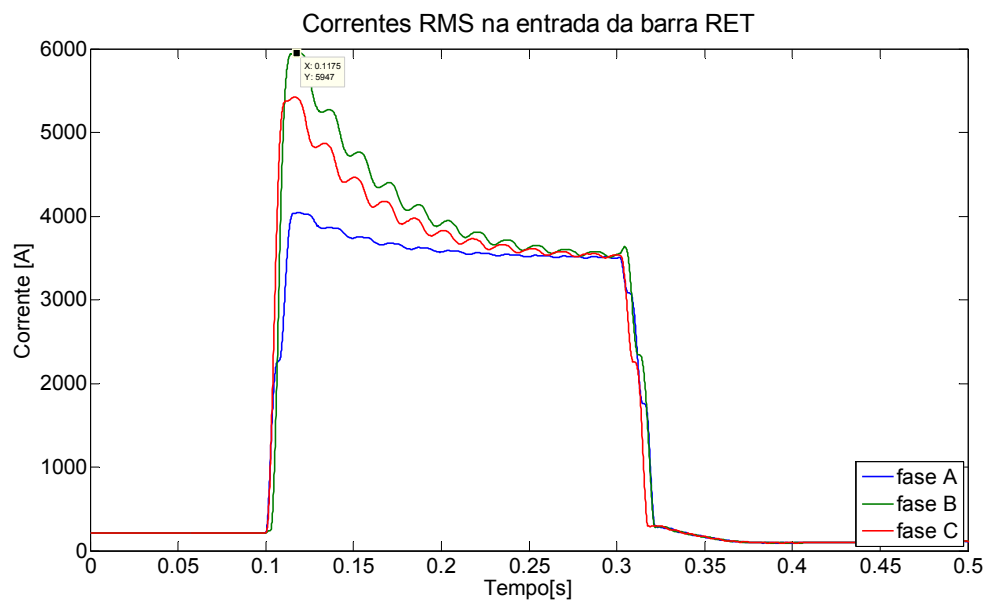


Figura 3. 61 Gráfico de correntes de falta trifásica RMS à montante da saída do transformador elevador - RET

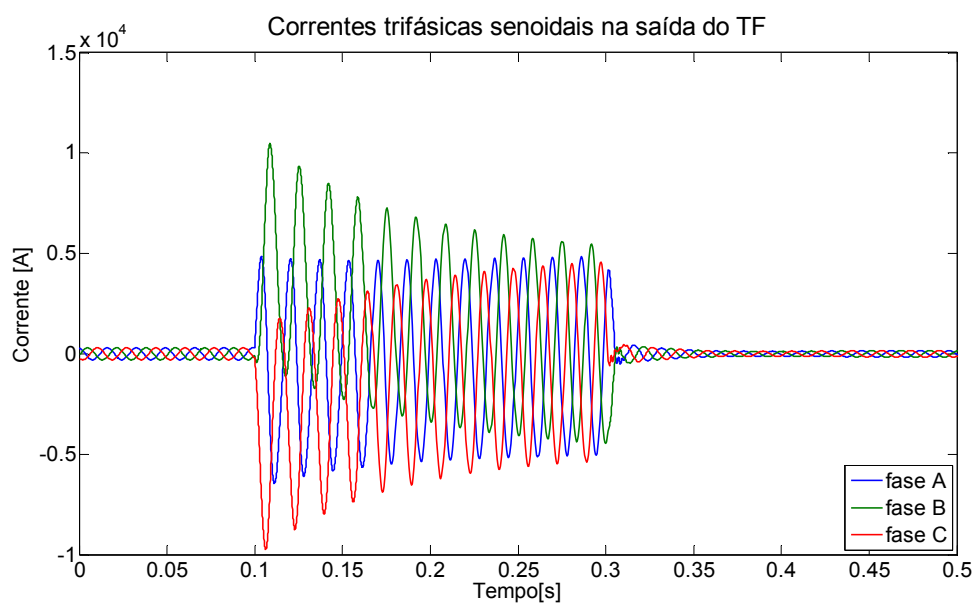


Figura 3. 62 Gráfico de correntes de falta trifásica senoidal à montante da saída do transformador elevador - RET

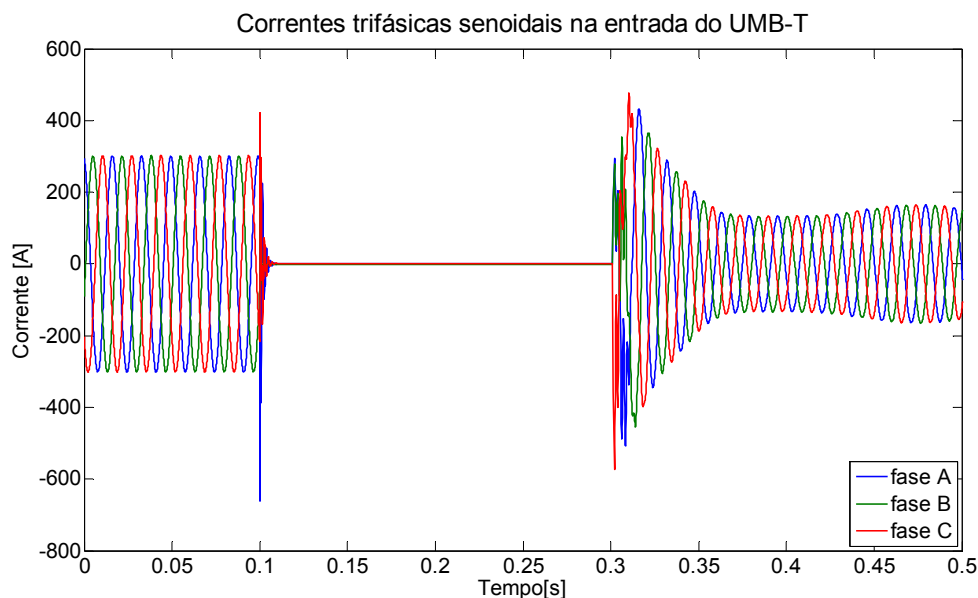


Figura 3. 63 Gráfico de correntes de falta trifásica senoidal à jusante da saída do transformador elevador - RET

Desta forma, durante a falta trifásica, não há corrente de carga, pois, devido à queda de tensão na entrada dos variadores de frequência submarinos, há a interrupção de fornecimento de potência pelos controles, conforme é mostrado na Figura 3. 64, Figura 3. 65 e Figura 3. 66. Como detalhe destes gráficos é de que no alimentador nº 05, não consegue retomar após o religamento do disjuntor da linha de transmissão. Já os alimentadores nº01 e 04 partem sem maiores problemas. A resposta para este comportamento é que nesta simulação todas as cargas estão partindo de forma simultâneas, se houvesse a partida em cascata, não haveria problemas nas partidas de todas as cargas.

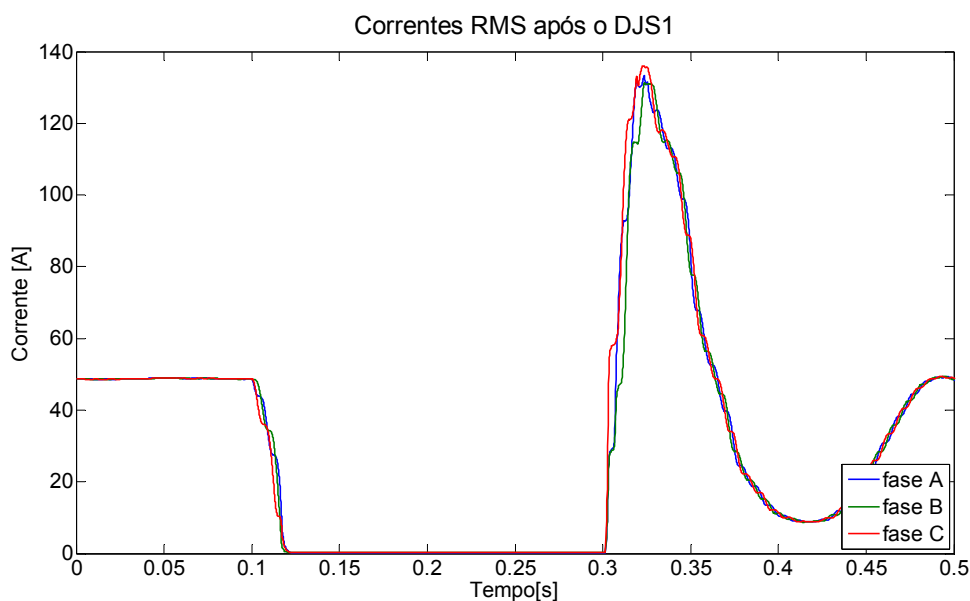


Figura 3. 64 Contribuição de corrente no alimentador submarino nº 01 para uma falta trifásica na saída do transformador elevador - RET

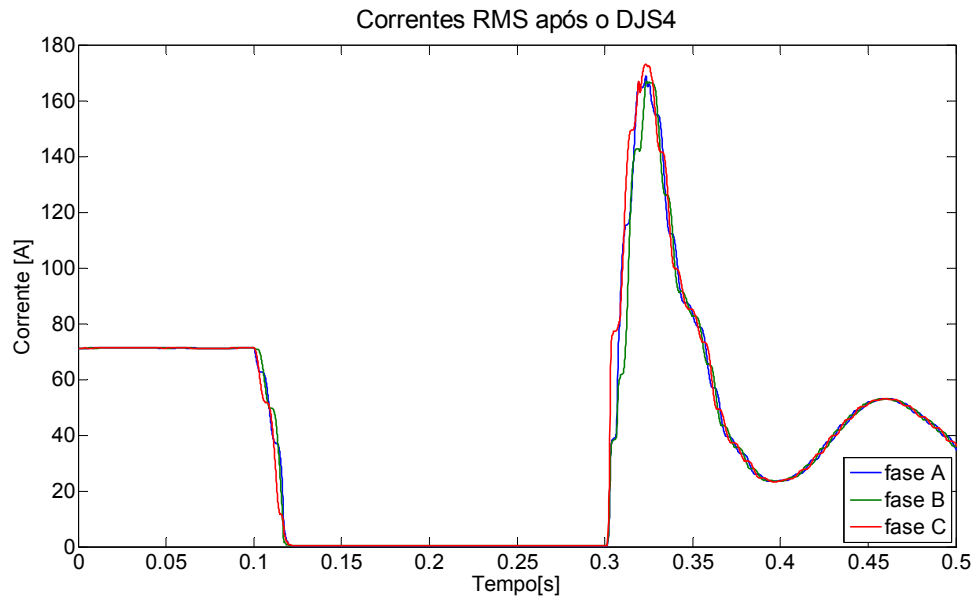


Figura 3. 65 Contribuição de corrente no alimentador submarino nº 04 para uma falta trifásica na saída do transformador elevador - RET

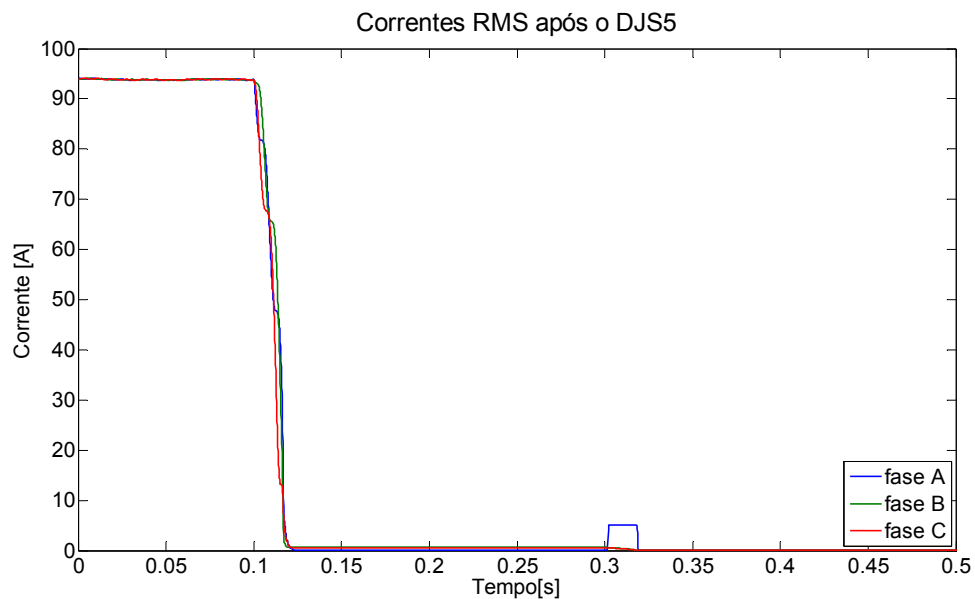


Figura 3. 66 Contribuição de corrente no alimentador submarino nº 05 para uma falta trifásica na saída do transformador elevador - RET

III.3.2.1.4 Análise de Tensão - Cenário para Falta trifásica na saída transformador elevador - RET

Na Figura 3. 67, o mesmo comportamento drástico de subtensão ocorre na barra do painel CDSC, afetando todos os alimentadores adjacentes, visto que para este patamar de tensão, os controles dos VSDS todos os alimentadores não conseguem manter a carga em pleno funcionamento, conforme Figura 3. 68. A queda de tensão também é percebida na saída do transformador elevador – RET.

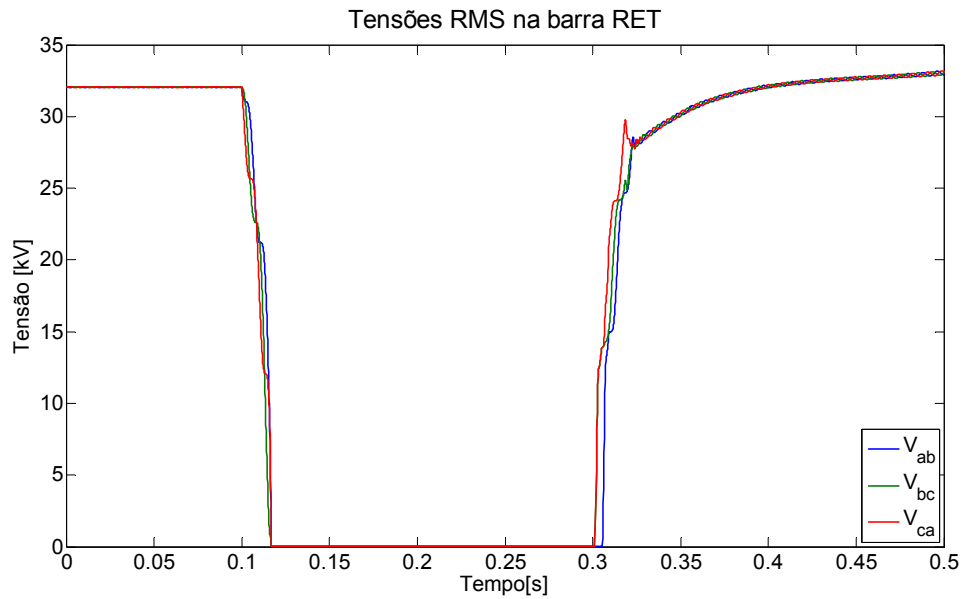


Figura 3. 67 Comportamento da tensão na saída do transformador elevador -TF para uma falta trifásica

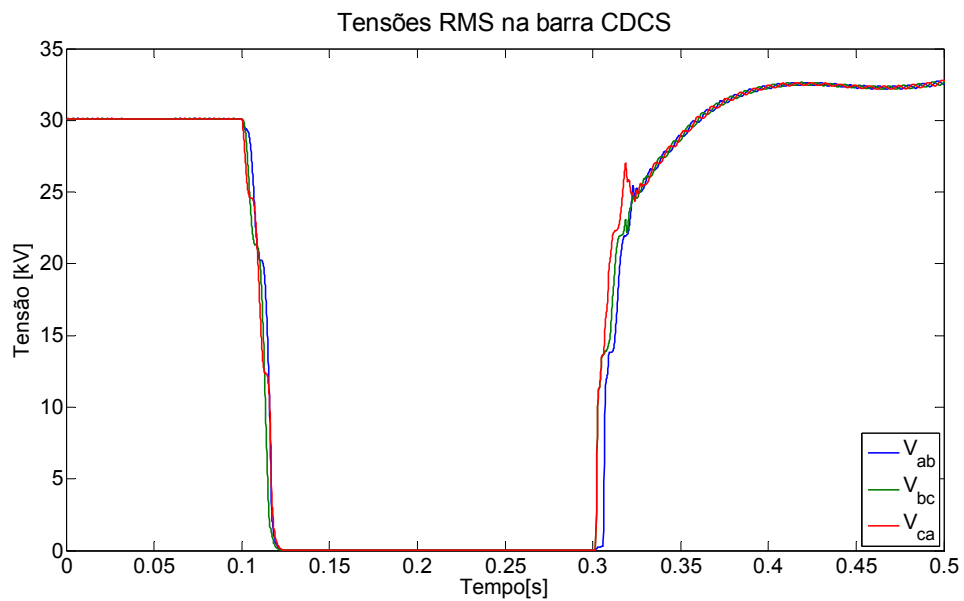


Figura 3. 68 Análise da tensão no barramento do painel submarino – CDCS para uma falta trifásica na entrada do painel CDCS

Assim, conclui-se que mesmo uma falta trifásica ocorrendo em um ponto tão distante das cargas submarina, os efeitos no sistema são drasticamente danosos, pois além de causar um dano nos equipamentos envolvidos na falta, causa também o desligamento de todos alimentadores, mesmo antes da atuação da proteção.

III.3.2.2 FALTAS FASE-TERRA

Para esta condição de falta é importante lembrar que o sistema de aterramento tem alto grau de relevância e neste caso-base simulado o sistema de aterramento é isolado. Desta forma, toda a corrente de falta à terra é retornada pelas capacitâncias das fases sãs. Ou seja, mesmo para uma falta fase-terra, há contribuição de corrente pelas outras fases. Outro impacto é de que a corrente de falta tende a ser muito menor se comparado aos sistemas solidamente aterrados.

Conforme já foi realizado para os demais tipos de faltas, as sequências dos pontos de faltas à terra serão os mesmos e as análises de contribuições também.

Neste cenário estudado, há ainda outro fator preponderante, os controles dos variadores de frequência que acionam os demais motores nos alimentadores adjacentes continuam mantendo os motores em plena carga, pois a subtensão não é tão drástica a ponto de sair fora de sua faixa de operação. O efeito no sistema de distribuição é que para manter a potência constante no secundário dos variadores, há uma solicitação de maior magnitude de corrente da fase que está com subtensão, ou seja, exatamente a fase em falta. Assim, a primeira vista pode parecer que há contribuição por parte dos circuitos adjacentes para as faltas, o que realmente acontece, porém pelas capacitâncias das fases sãs e não a fase com falta. Estas considerações são melhor visualizadas nos gráficos para as faltas listadas logo em seguida.

III.3.2.2.1 Análise de Correntes - Cenário para Falta fase-terra na entrada do VSDS5

Para faltas à terra na entrada do VSDS5 há uma elevação na magnitude de corrente da fase defeituosa para em torno de 318 A, ou seja, elevação de 238%, porém percebe-se que há também uma pequena elevação inicial, seguida de uma diminuição gradual nas demais fases, sendo que se pode considerar que as correntes finais das fases sãs estão no mesmo patamar para plena carga. É possível realizar estas observações conforme Figura 3. 69, Figura 3. 70 e Figura 3. 71.

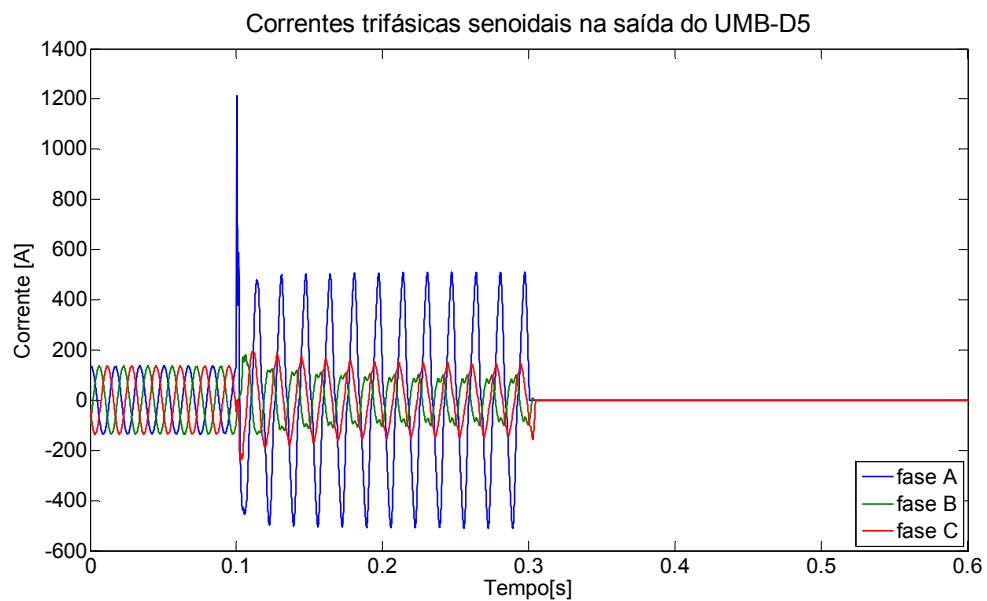


Figura 3. 69 Gráficos de correntes senoidais à montante VSDS

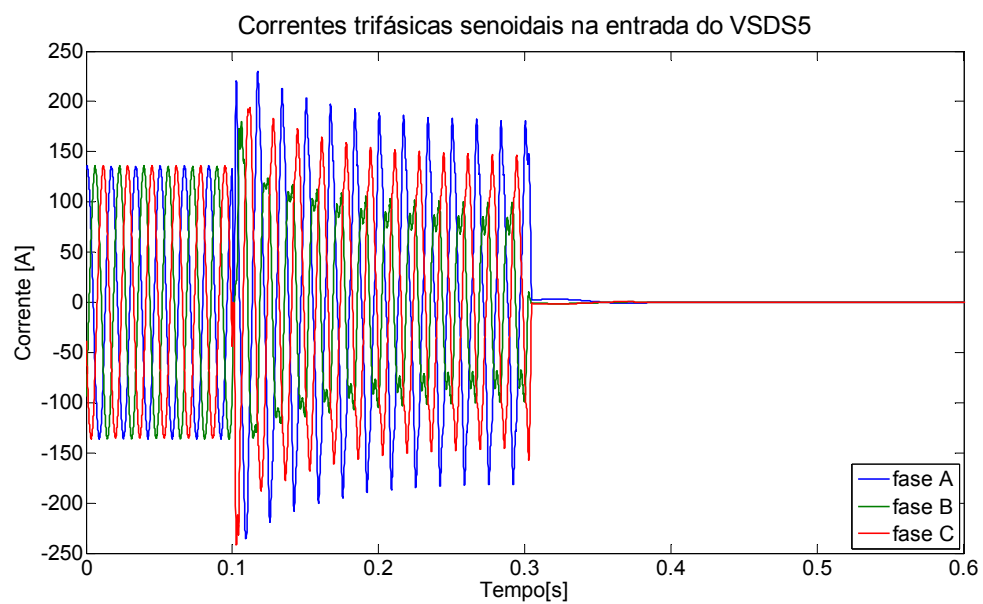


Figura 3. 70 Gráficos de correntes senoidais à jusante da falta VSDS

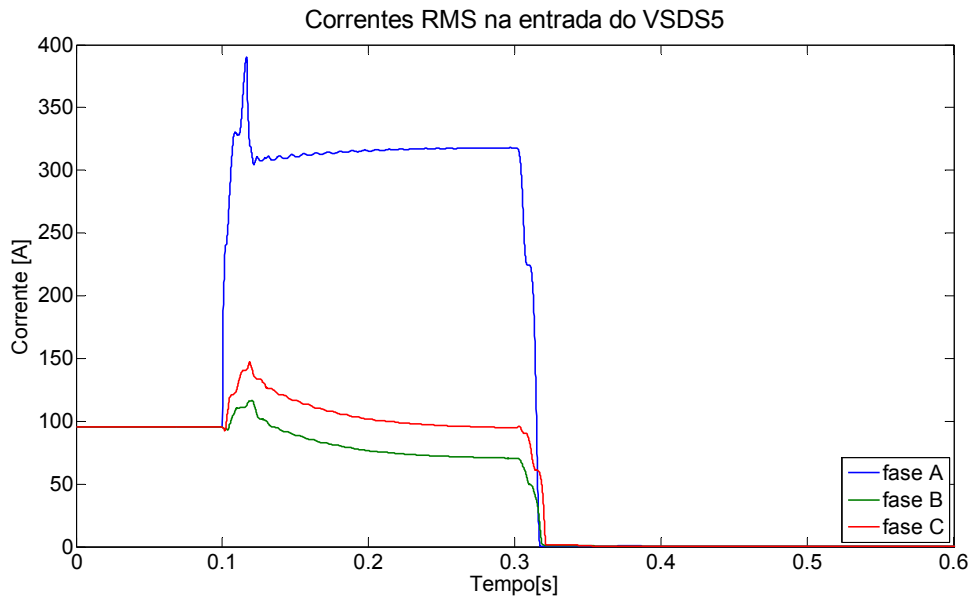


Figura 3. 71 Gráficos de correntes RMS à montante da falta VSDS

Analisando a contribuição da leitura de corrente pelo disjuntor da saída do umbilical nº05, percebe-se que o comportamento é similar da leitura logo a jusante da falta. Isto ocorre, pelo fato de que estas medições estão em série, conforme Figura 3. 72.

Já para a leitura na saída do transformador – RET, o comportamento, apesar de similar, apresenta um menor grau de elevação, pois a corrente de falta é de 345 A, apenas 62% maior que a corrente em plena carga, conforme Figura 3. 73.

Considerando os alimentadores adjacentes, conforme explicado anteriormente, a fase defeituosa deveria não apresentar sobrecorrente, enquanto que as demais fases deveriam contribuir para a falta por meio de suas capacitâncias, porém devido ao efeito do controle dos variadores ocorre que há uma solicitação de maiores correntes para compensar a subtensão na fase defeituosa para manter a potência constante na saída dos variadores. Na Figura 3. 74 e Figura 3. 75 é possível verificar com detalhes esse comportamento. Outra observação é de que a sobrecorrente do alimentador nº01 é bastante tímida, pois o valor se encontra no patamar 57 A, ou seja, um aumento de somente 16%. Para o alimentador nº04 o aumento é de uns 14%.

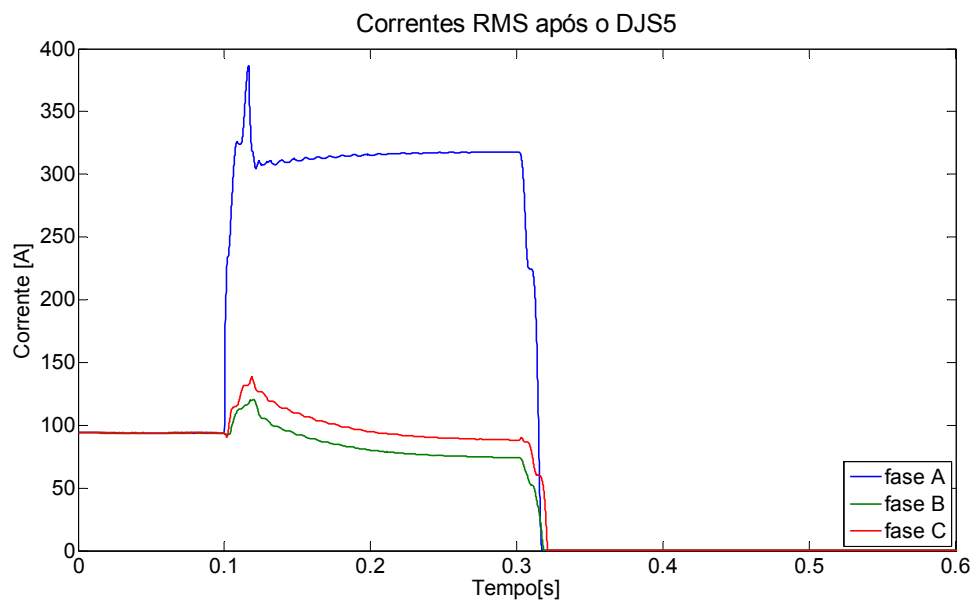


Figura 3. 72 Contribuição de corrente pelo disjuntor do UMB5 para uma falta fase à terra na entrada do VSDS5

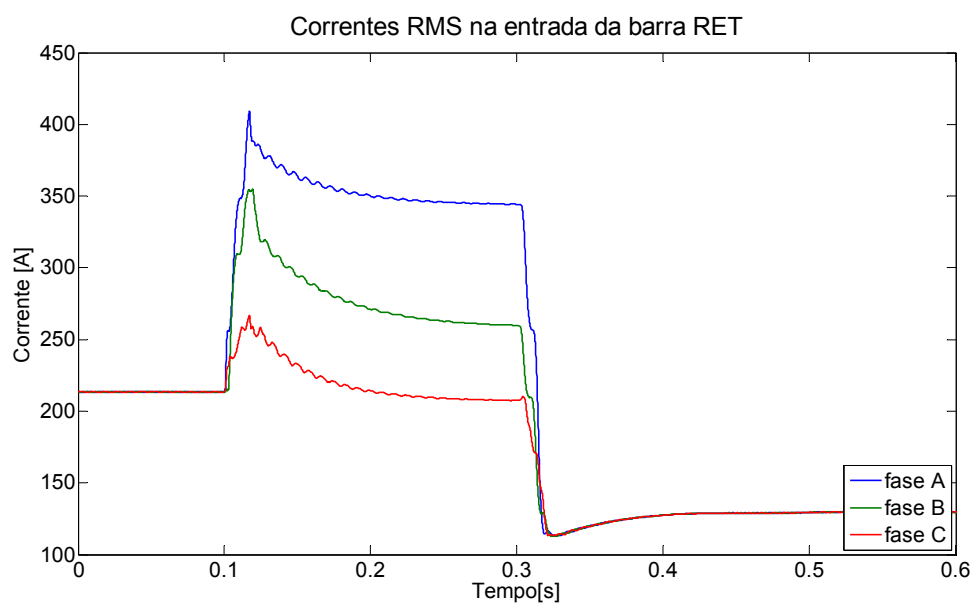


Figura 3. 73 Contribuição de corrente no secundário do transformador elevador - RET para uma falta trifásica na entrada do VSDS5

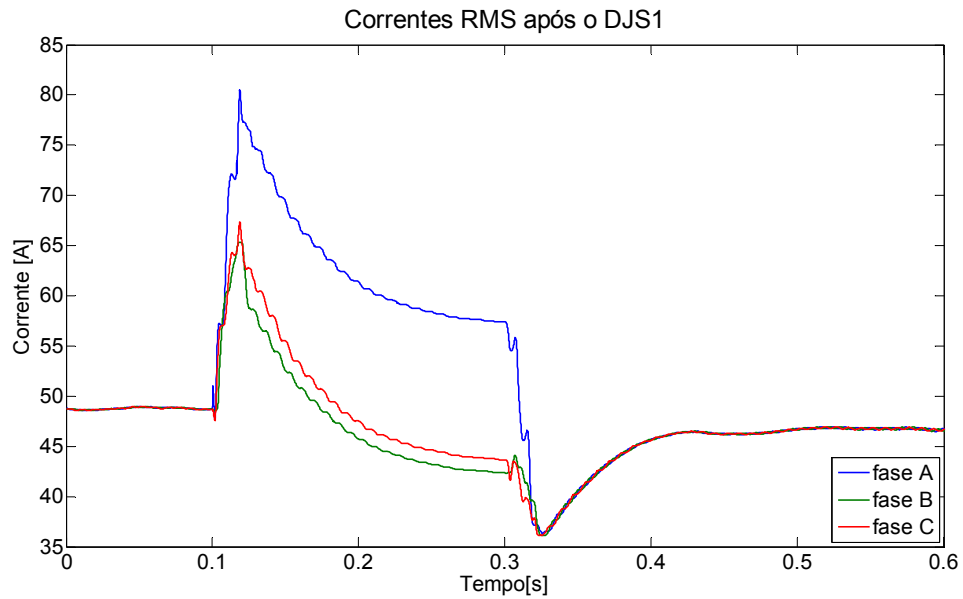


Figura 3. 74 Contribuição de corrente no alimentador adjacente UMB1 para uma falta fase-terra na entrada do VSDS5

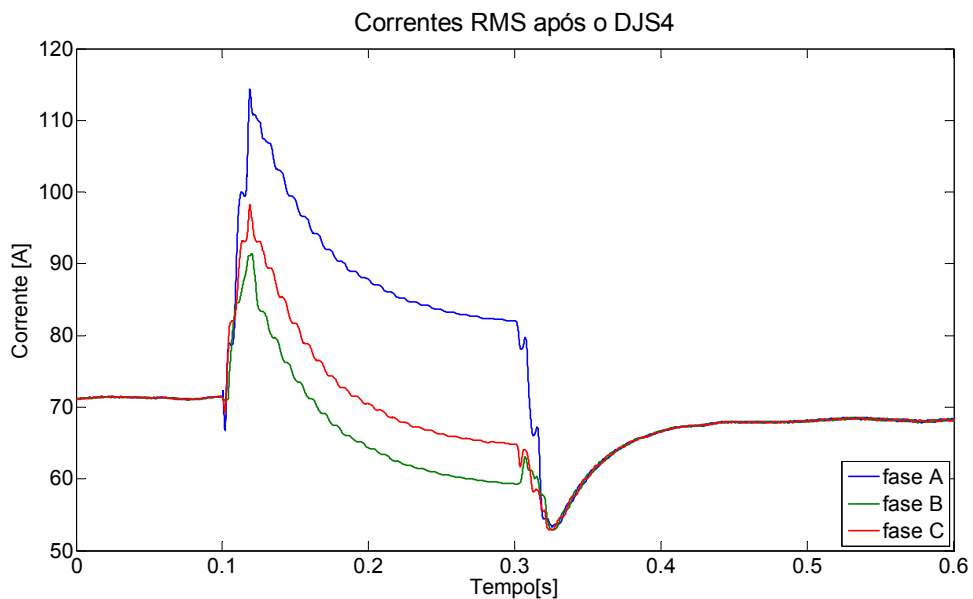


Figura 3. 75 Contribuição de corrente no alimentador adjacente UMB4 para uma falta fase-terra na entrada do VSDS5

III.3.2.2.2 Análise de Tensão - Cenário para Falta fase-terra na entrada do VSDS5

É apresentado neste tópico o comportamento da grandeza de tensão no ponto de falta, na barra do painel submarino, nas entradas de todos os variadores e, por fim, na saída do transformador elevador – RET.

Uma característica interessante para o sistema de aterramento isolado, considerando o aspecto de tensão é que se forem analisados apenas as tensões de linha, praticamente não há alterações. Na simulação é observado tal efeito, porém devido ao trabalho do controle dos

variadores há uma leve sobretensão em algumas leituras. Assim, para verificar o comportamento das tensões é necessário verificar as tensões de fase. Na Figura 3. 76 e Figura 3. 77, verifica-se que houve uma leve sobretensão de 13% passando de 30kV de tensão de linha para 34kV. Porém, se for observado as tensões de fase, percebe-se que na realidade a fase que está em falta tende a zero enquanto que nas demais ocorrem uma sobretensão próxima de 1,73 vezes.

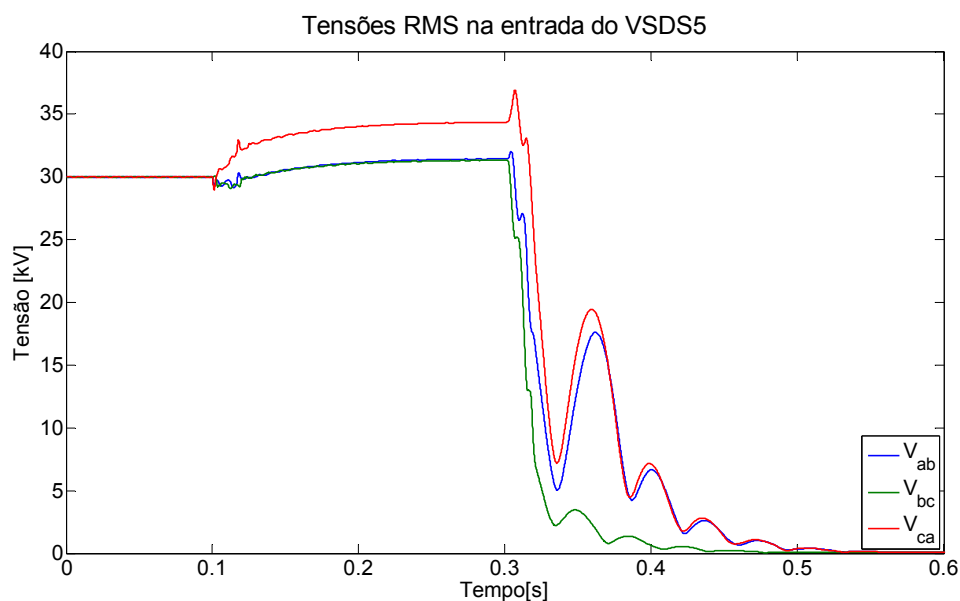


Figura 3. 76 Comportamento da tensão de linha RMS na entrada do VSDS5 para uma falta fase à terra

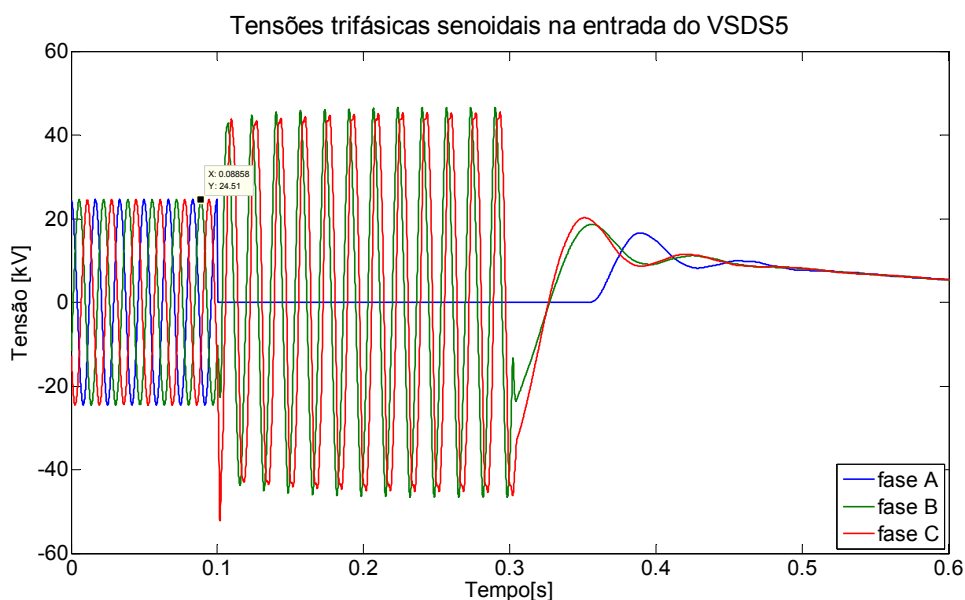


Figura 3. 77 Comportamento da tensão senoidal fase-terra na entrada do VSDS5 para uma falta fase à terra

O comportamento da grandeza de tensão no painel submarino - CDSC é bastante semelhante por estar muito próximo da localização da falta, conforme é mostrado na Figura

3. 78 e Figura 3. 79. Este gráfico é válido para os demais alimentadores nº01 e nº05. Assim, devido a este impacto reduzido nas tensões no barramento, os alimentadores adjacentes conseguem se manter em plena carga. Porém para isto fazem o uso do controle dos variadores de frequência que, para manter a potência na saída constante, solicita maior corrente para compensar a queda de tensão. Na saída do transformador elevador – RET, o comportamento é similar, conforme é mostrado na Figura 3. 80 e Figura 3. 81.

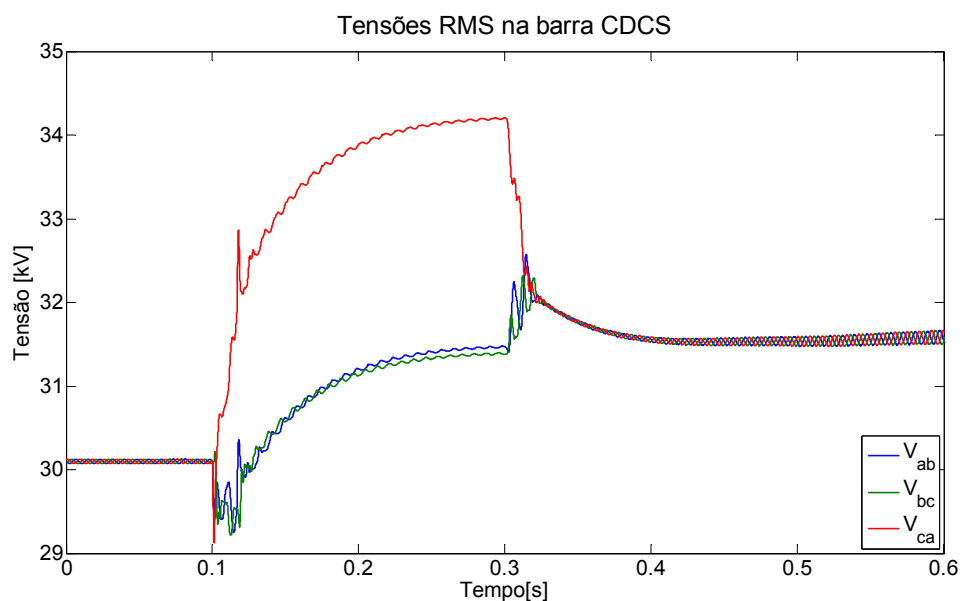


Figura 3. 78 Comportamento da tensão de linha RMS no painel submarino – CDSC para uma falta à terra na entrada do VSDS5

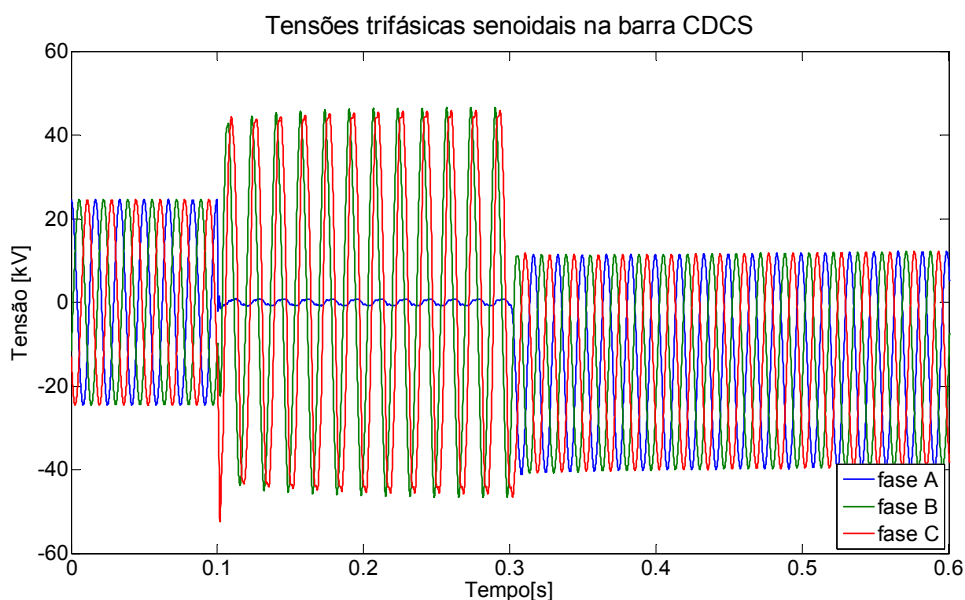


Figura 3. 79 Comportamento da tensão senoidal fase-terra no painel submarino – CDSC para uma falta à terra na entrada do VSDS5

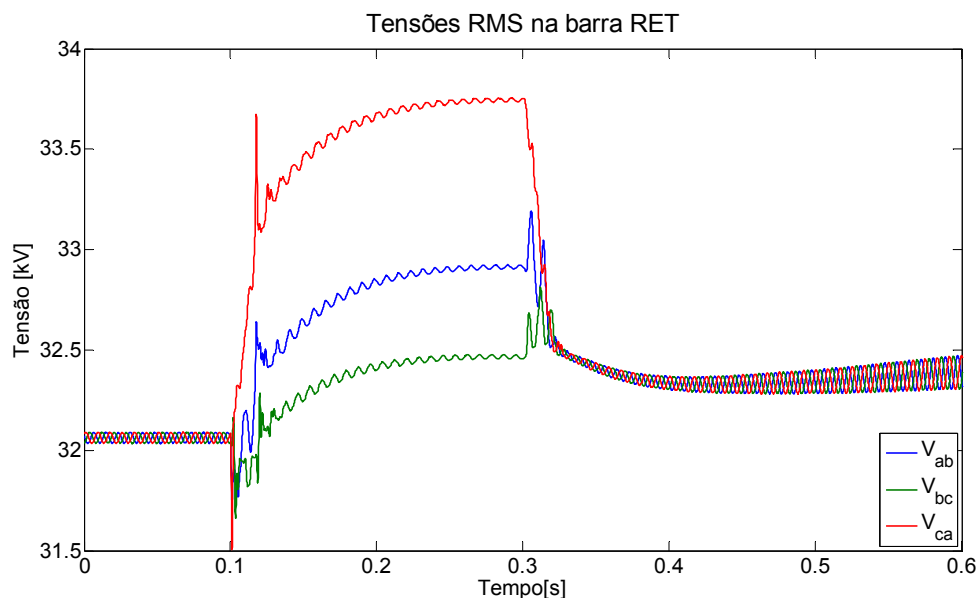


Figura 3. 80 Comportamento da tensão de linha RMS na saída do transformador elevador - RET para uma falta à terra na entrada do VSDS5

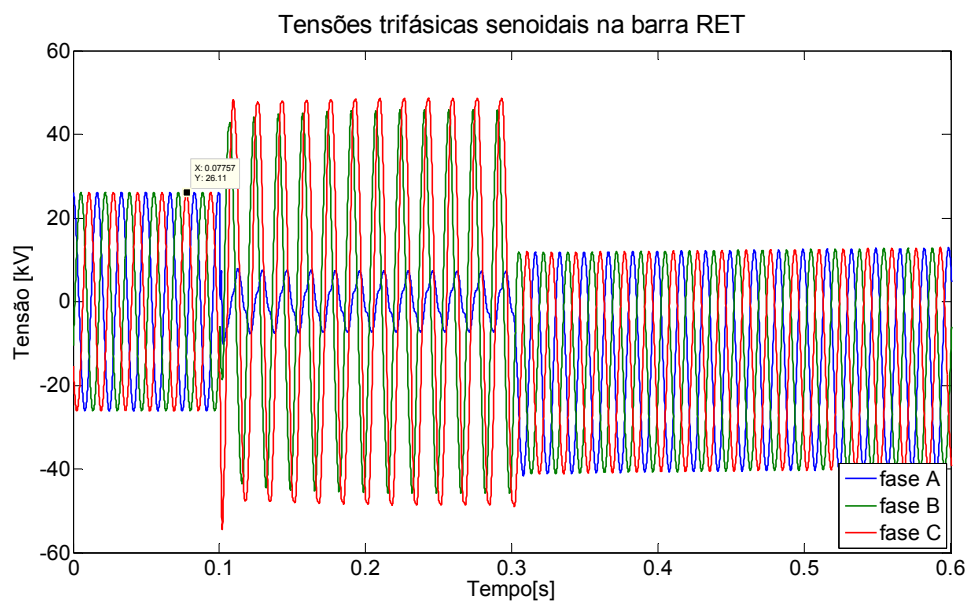


Figura 3. 81 Comportamento da tensão senoidal fase-terra na saída do transformador elevador - RET para uma falta à terra na entrada do VSDS5

É interessante, neste caso, visualizar que no primário do transformador elevador – TF, o comportamento praticamente passa despercebido pela tensão, visto que a ligação do transformador é delta-estrela não-aterrado, conforme é mostrado na Figura 3. 82 e Figura 3. 83. A sobretensão nas tensões de linha é de 1%.

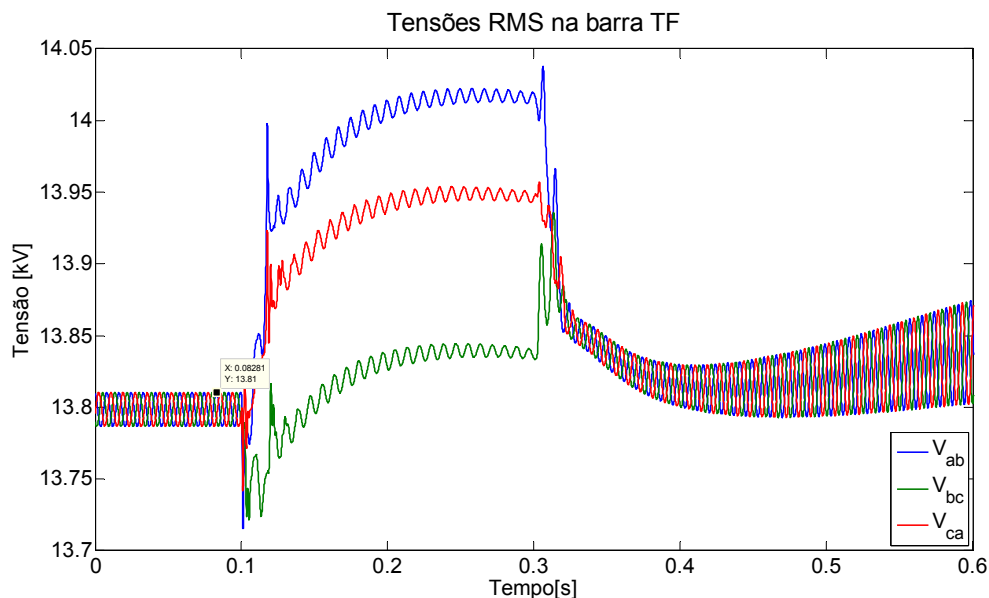


Figura 3. 82 Comportamento da tensão de linha RMS na entrada do transformador elevador - TF para uma falta à terra na entrada do VSDS5

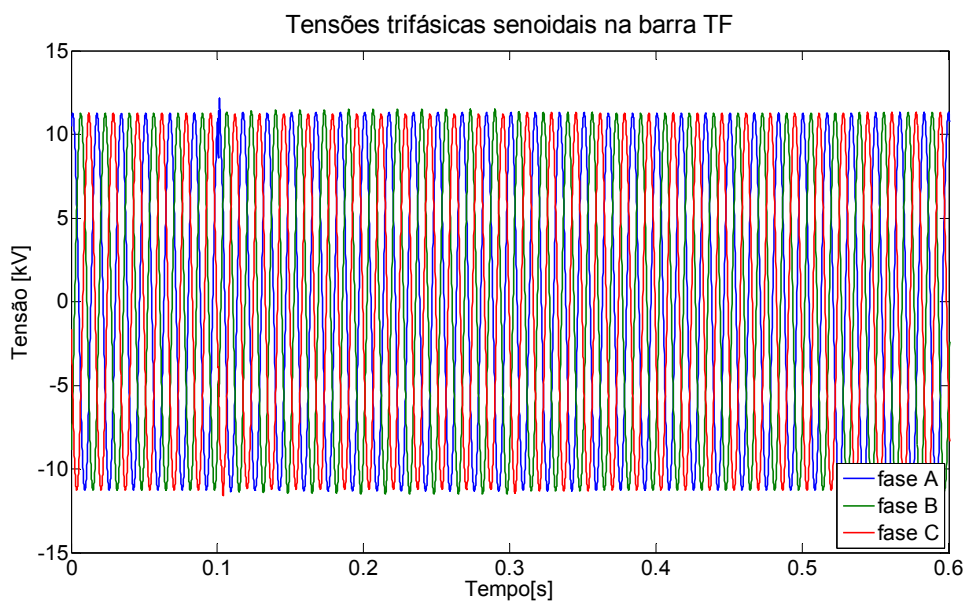


Figura 3. 83 Comportamento da tensão senoidal fase-terra na entrada do transformador elevador - TF para uma falta à terra na entrada do VSDS5

Assim, conclui-se que é possível se manter as cargas em pleno funcionamento mesmo com uma falta à terra, pois não há valores altos para sobrecorrente e os valores de subtensão não afetam os equipamentos conectados por tensão de linha. Porém, por outro lado, caso se queira realizar a abertura para este tipo de falta, a filosofia de proteção com a utilização de apenas o sobrecorrente pode não ser suficiente.

III.3.2.2.3 Análise de Correntes - Cenário para Falta fase-terra na saída do painel para alimentador nº05 – UMB5

Para faltas à terra logo após do disjuntor do UMB5, observa-se um comportamento muito similar aos resultados obtidos para faltas fase-terra na extremidade oposta. Percebe-se que a distância de 5km, não influenciou em alguma redução do valor de corrente. Desta forma, conforme Figura 3. 84, Figura 3. 85 e Figura 3. 86, é apresentado o comportamento da corrente para faltas fase-terra.

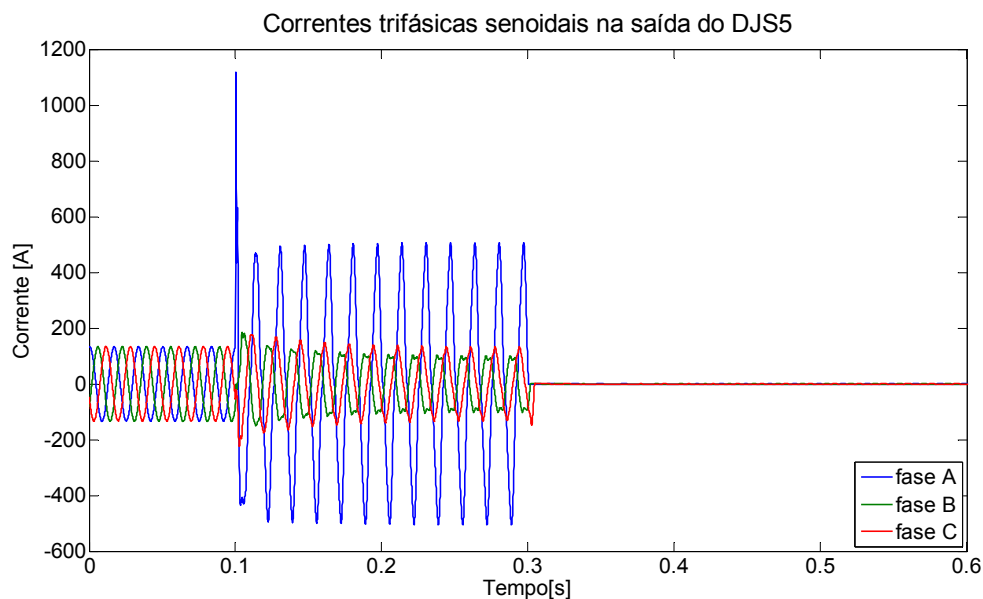


Figura 3. 84 Gráficos de correntes senoidais à montante da falta UMB5

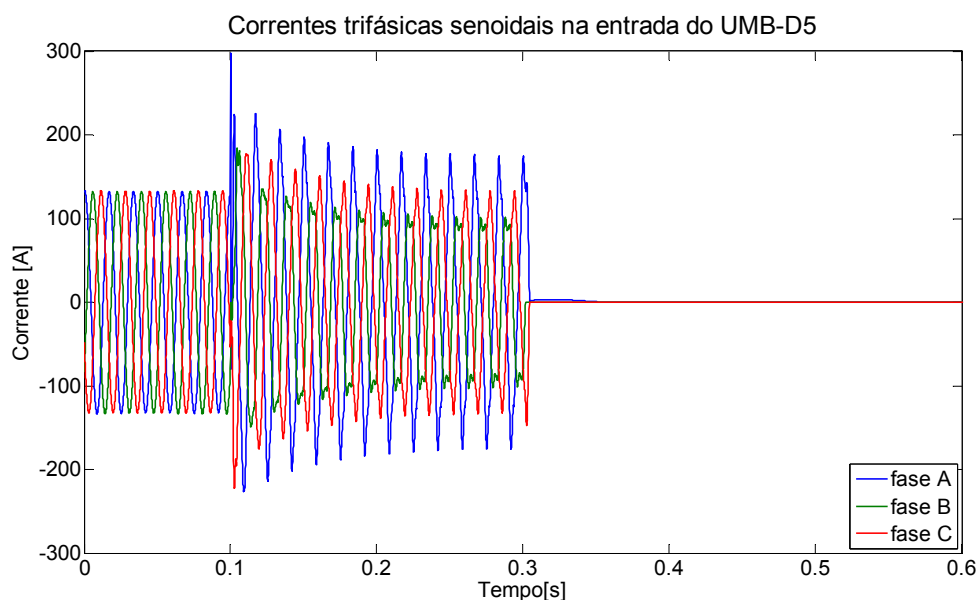


Figura 3. 85 Gráficos de correntes senoidais à jusante da falta UMB5

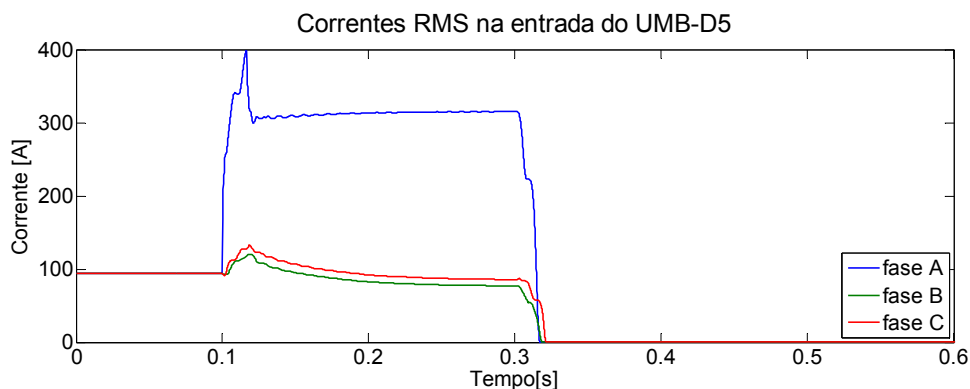


Figura 3. 86 Gráfico da corrente RMS à montante da falta UMB5

Analizando a contribuição da leitura de corrente pelo disjuntor da saída do umbilical nº05, como já era de se esperar, percebe-se que o comportamento também é similar para o caso de falta à terra no final do alimentador nº05, conforme Figura 3. 87. O mesmo ocorre com para a leitura na saída do transformador – RET, conforme Figura 3. 88. Apenas para confirmação do comportamento similar dos alimentadores adjacentes, segue a Figura 3. 89 e Figura 3. 90. A medição que realmente há uma alteração se comparada com o caso de falta à terra anterior é na leitura de corrente na entrada do VSDS5, ou seja, no outro extremo do alimentador nº05, conforme Figura 3. 91. Ou seja, observa-se um comportamento muito similar às contribuições dos alimentadores adjacentes nº 01 e 04. Desta forma, pode-se concluir que o comportamento de corrente neste ponto é devido à solicitação de corrente adicional pelo VSDS5 para manter a saída com potência constante.

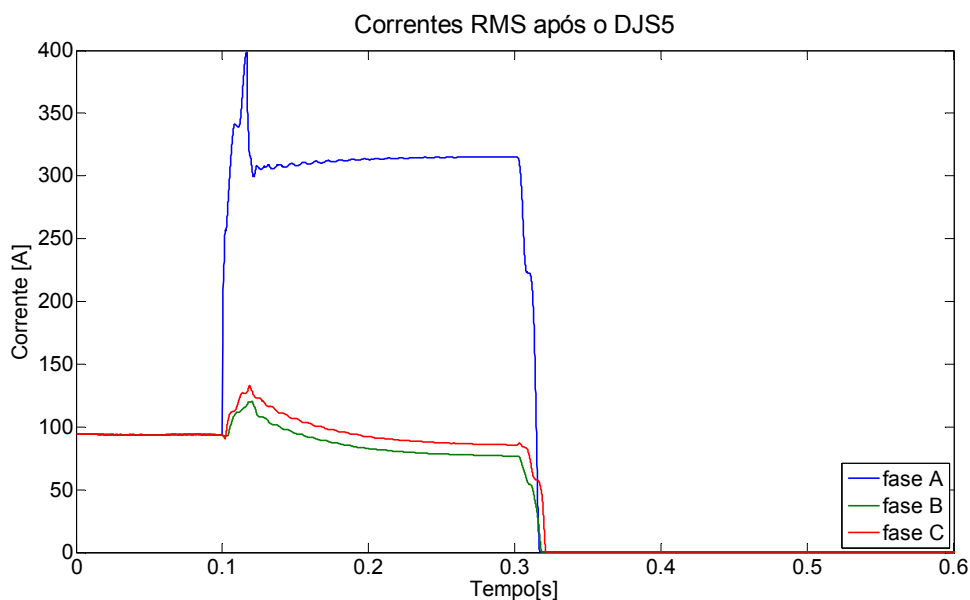


Figura 3. 87 Contribuição de corrente pelo disjuntor do UMB5 para uma falta fase à terra na entrada do UMB5

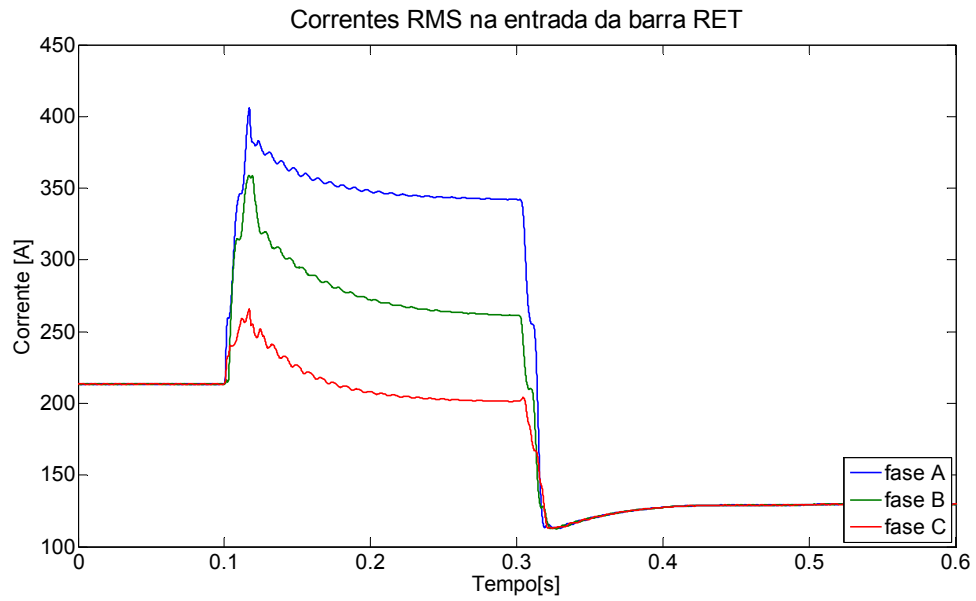


Figura 3. 88 Contribuição de corrente no secundário do transformador elevador - RET para uma falta trifásica na entrada do UMB5

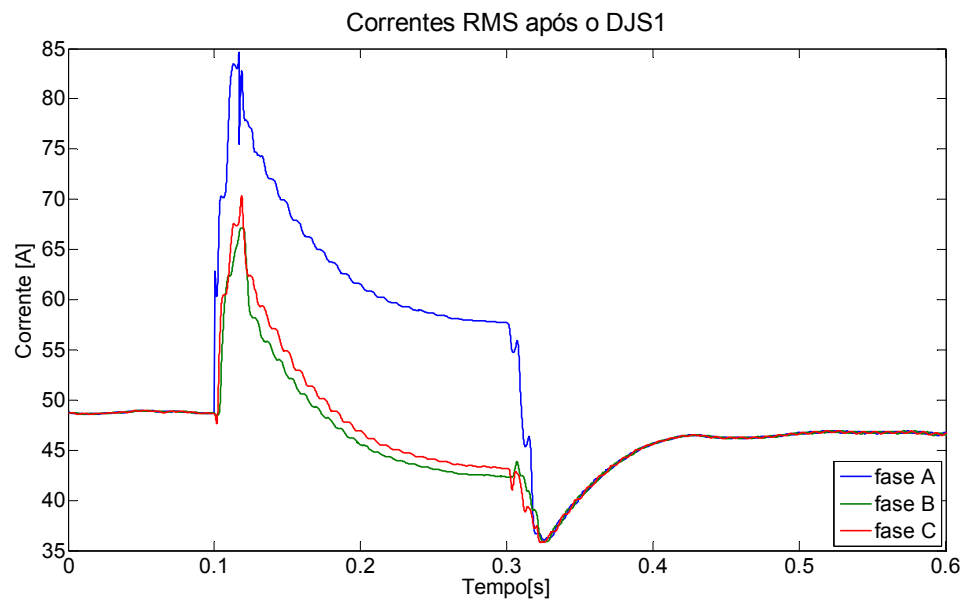


Figura 3. 89 Contribuição de corrente no alimentador adjacente UMB1 para uma falta fase-terra na entrada do UMB5

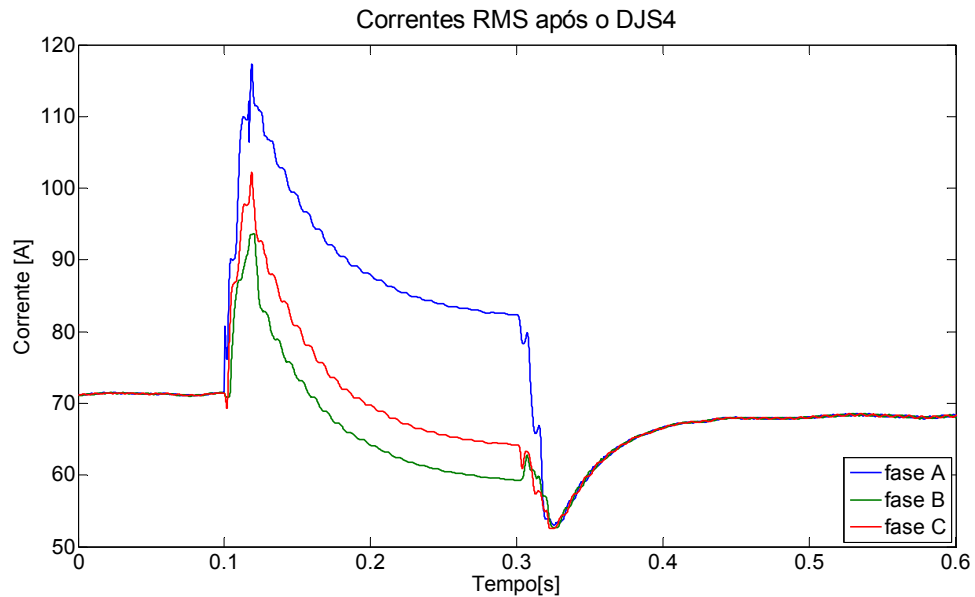


Figura 3. 90 Contribuição de corrente no alimentador adjacente UMB4 para uma falta fase-terra na entrada do UMB5

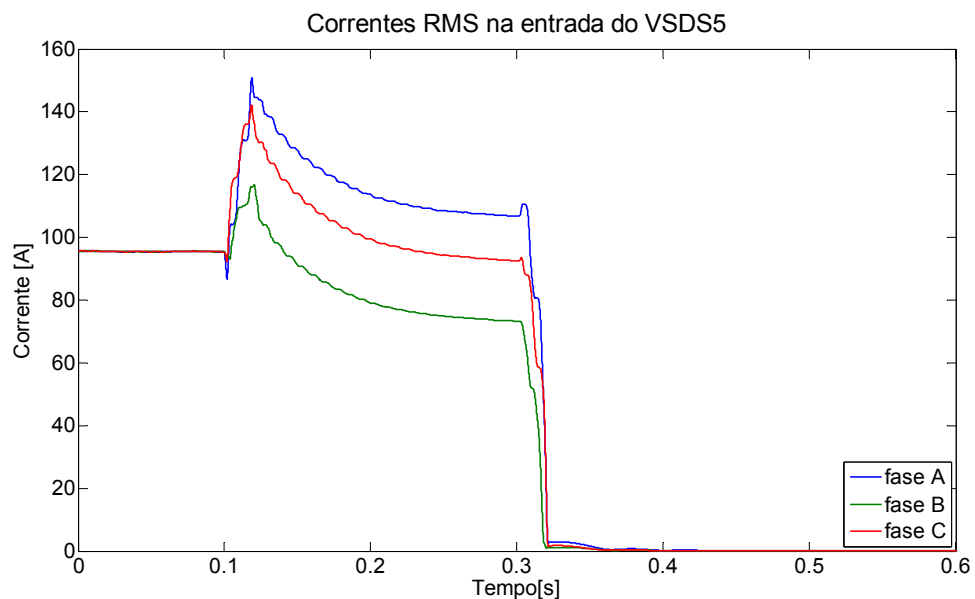


Figura 3. 91 Comportamento de corrente RMS na entrada do VSDS5

III.3.2.2.4 Análise de Tensão - Cenário para Falta fase-terra na saída do painel para alimentador nº05 – UMB5

Na Figura 3. 92 e Figura 3. 93, verifica-se que o comportamento das tensões também está muito similar para o caso de falta à terra na entrada do VSDS5. Apenas como comprovação é apresentado na Figura 3. 94, Figura 3. 95, Figura 3. 96 e Figura 3. 97, todos gráficos em relação à tensão apresentando a similaridade com o caso anterior. A conclusão é de que devido à distância de 5km não ser o suficiente para causar alguma alteração no comportamento das faltas à terra.

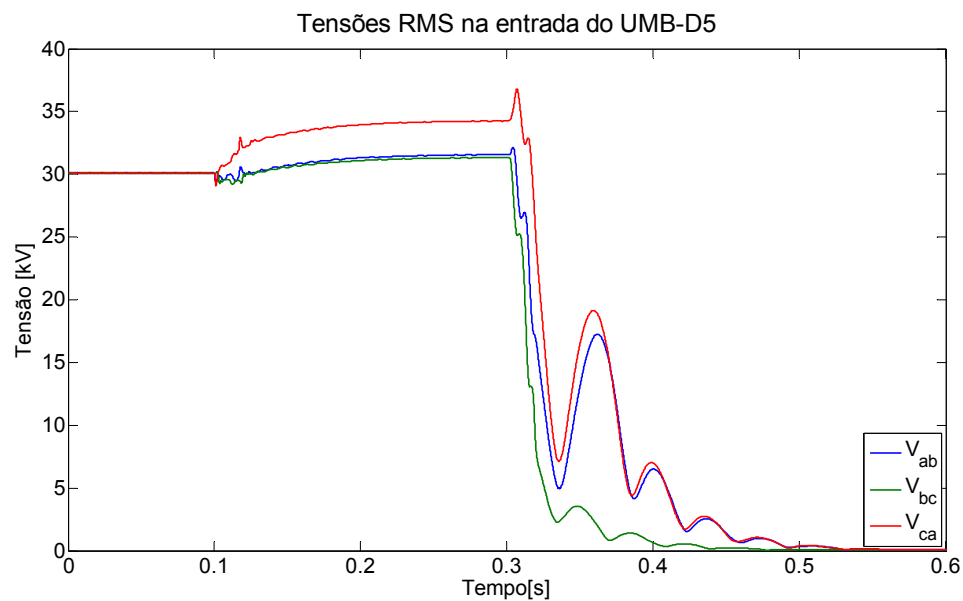


Figura 3. 92 Comportamento da tensão de linha RMS na saída do alimentador UMB5 para uma falta fase-terra

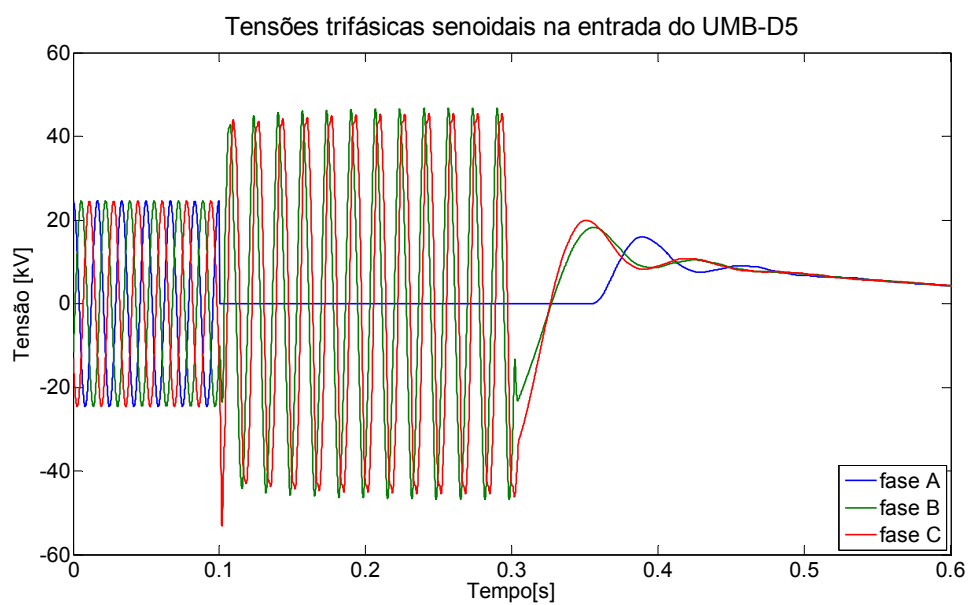


Figura 3. 93 Comportamento da tensão senoidal fase-terra na saída do alimentador UMB5 para uma falta fase-terra

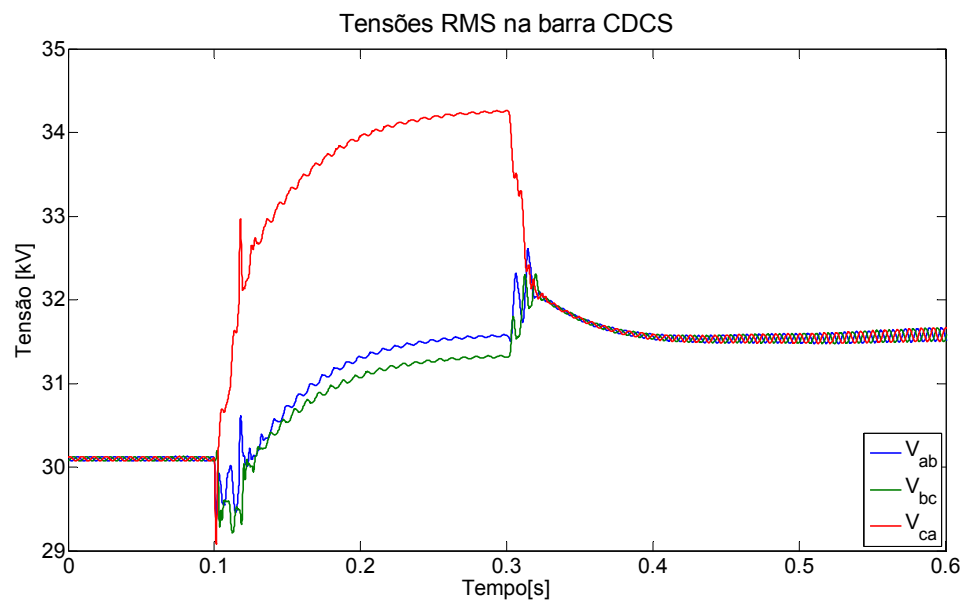


Figura 3. 94 Comportamento da tensão de linha no painel submarino – CDSC para uma falta à terra na saída do UMB5

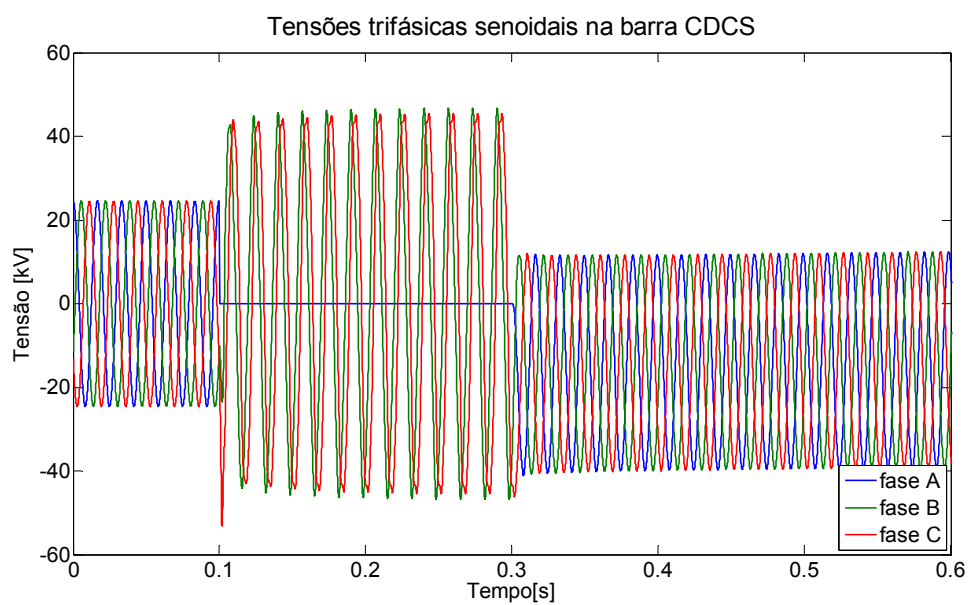


Figura 3. 95 Comportamento da tensão senoidal fase-terra no painel submarino – CDSC para uma falta à terra na saída do UMB5

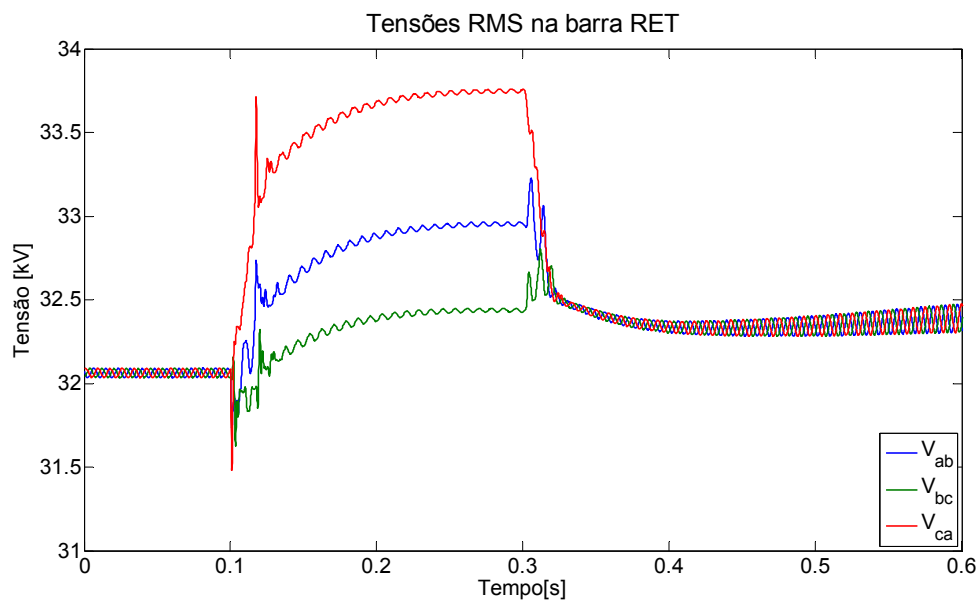


Figura 3. 96 Comportamento da tensão de linha RMS na saída do transformador elevador - RET para uma falta à terra na saída do UMB5

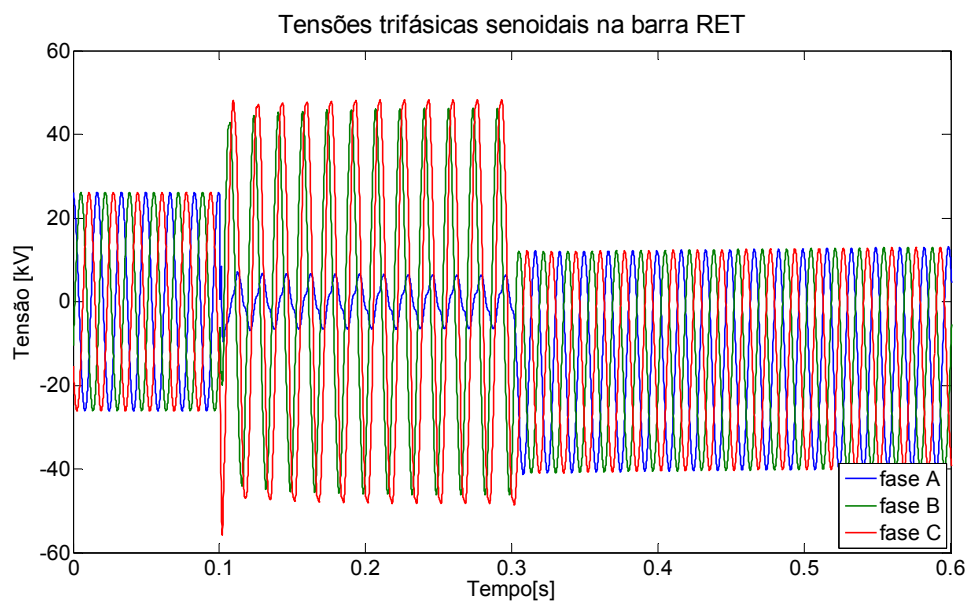


Figura 3. 97 Comportamento da tensão senoidal fase-terra na saída do transformador elevador - RET para uma falta à terra na saída do UMB5

Capítulo IV - MODELAGEM DE PROTEÇÃO

IV.1 MODELO DO RELÉ DE SOBRECORRENTE

Neste capítulo é apresentada a modelagem do relé de proteção de sobrecorrente no software *Matlab/Simulink*, conforme Figura 4. 1. Praticamente, tanto o modelo deste relé quanto dos demais foram subdividas em duas etapas: Processamento de sinais; Lógica de Proteção, conforme Figura 4. 2.



Figura 4. 1 Modelo de Relé de Sobrecorrente no Matlab/Simulink

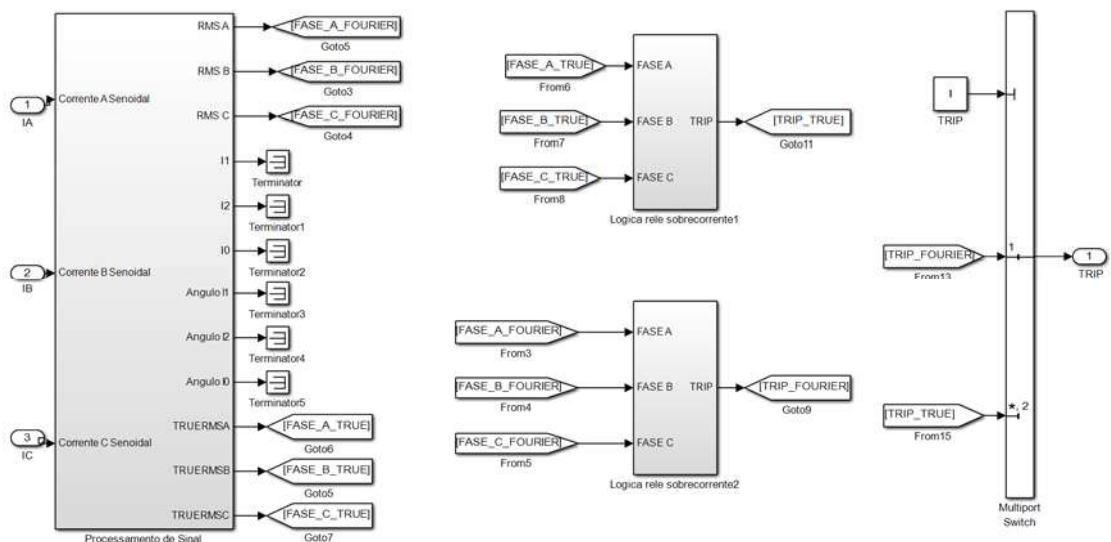


Figura 4. 2 Subdivisões no Modelo de Relé de Sobrecorrente no Matlab/Simulink

Para modelagem do relé de sobrecorrente, primeiramente partiu-se da premissa que o relé é subdivido nos seguintes blocos funcionais:

- Processamento de sinais: sua função é estimar o módulo e ângulo na frequência fundamental, assim, para esta funcionalidade, no caso real de relés

microprocessados, é utilizado um filtro passa-baixa em série com uma amostragem de sinais para conversão A/D se respeitando o teorema de Nyquist e, por fim, é utilizado algum algoritmo, como por exemplo, algoritmo da transformada discreta de Fourier, para se calcular a cada instante de amostragem a nova magnitude e o ângulo da grandeza medida;

- Lógica do relé: De acordo com qual é a função de proteção a ser implantada, por exemplo, a função de sobrecorrente temporizada, são realizados os cálculos a partir dos fasores estimados anteriormente;
- Entradas e Saídas digitais: A função destas entradas e saídas digitais é, no primeiro caso, permitir a realização de alguma lógica de controle ou mesmo algum sinal que permita o bloqueio ou permissão de alguma função de proteção, como por exemplo, na teleproteção aplicada as linhas de transmissão áreas. Já para saídas digitais, podem enviar sinais com a mesma função das entradas, inclusive, pode-se considerar que o sinal de atuação do disjuntor, também chamado sinal de *TRIP*, seria uma saída digital.

Sobre o processamento de sinais, apesar de ser bastante discutido e utilizado o filtro digital de Fourier de um ciclo (CIGRÉ, 2006), foram utilizados outros blocos do software para efeito de comparação em relação à atuação da proteção. Nesta etapa da modelagem foi verificado o impacto nos tempos de atuações, principalmente para as condições em que possa haver um percentual elevado de conteúdo harmônico. A preocupação para o sistema de potência em relação ao conteúdo harmônico se baseia nas seguintes premissas intrínsecas do sistema elétrico submarino:

- Associações entre as indutâncias dos transformadores com as capacitâncias dos umbilicais, assim devido à presença de harmônicas pode haver o risco de excitação de correntes e tensões ressonantes entre estes parâmetros;
- Sobreaquecimento ou danos nos capacitores no *link CC* dos variadores submarinos devido à ressonância das capacitâncias dos umbilicais de potência;
- Erros no sistema de controle dos variadores de frequência, devido algum tipo de detector de sincronismo ou comparadores de níveis, causando problemas no chaveamento dos semicondutores.

Porém, mais especificamente para o quesito de proteção, a abordagem é em relação à verificação se há o risco de atuação indevida de alguma função de proteção, ferindo assim o princípio da filosofia sobre atuação correta e confiável.

Assim, a proposta é a realização de algumas simulações para demonstrar o efeito do conteúdo harmônico no tempo de atuação da proteção e, com isto, deixar para o usuário a escolha de processamento que irá utilizar.

A condição padrão escolhida para a simulação é o filtro de Fourier de um ciclo. Foi utilizado um bloco no próprio *Simulink* em que tem como saída os valores de módulo e ângulo da frequência fundamental do sinal senoidal na entrada. Para efeito de comparação é também permitido a escolha do bloco *TRUE RMS* em que se utiliza dos mesmos recursos, porém no cálculo do valor eficaz da saída, leva em consideração todos os demais sinais eficazes, além da fundamental, conforme Figura 4. 3.

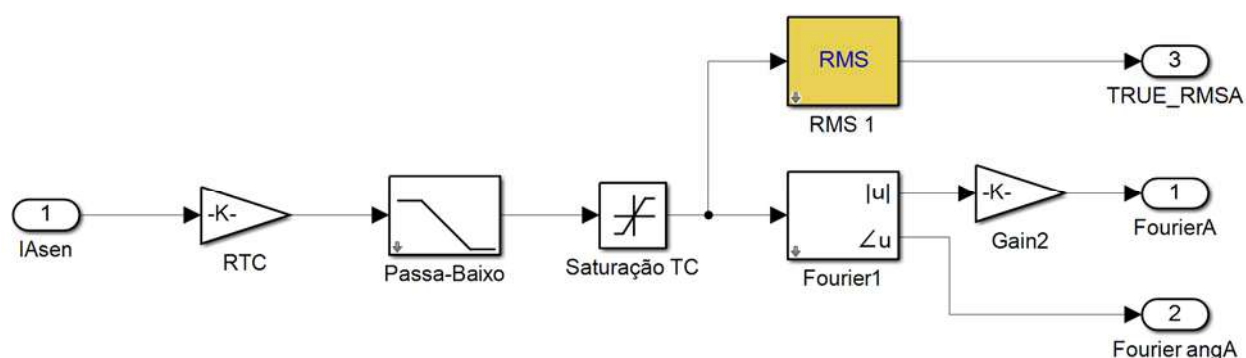


Figura 4. 3 Processamento de sinal de corrente de cada fase

Foi deixado para a escolha do usuário a escolha do algoritmo de processamento de sinal, uma vez que algumas componentes harmônicas poderão ser inerentes ao sistema de potência submarino e uma das premissas de proteção é proteger os equipamentos dentro de sua zona de proteção não somente para as situações de faltas, mas também para as situações de sobreaquecimento.

Assim, considerar como processamento de sinal o valor do *TRUE RMS* não é equivocado se a intenção é evitar que os equipamentos tenham sua vida útil diminuída devido a presença de harmônicas. Por outro lado, há algumas situações em que não se deseja a atuação para determinado valor de magnitude de corrente e, se fosse considerado os valores eficazes das componentes harmônicas no montante total do sinal eficaz poderia haver atuações indevidas, causando assim a falta de energia em circuitos íntegros.

Desta forma, é apresentado um gráfico mostrando o impacto que o conteúdo harmônico causa no tempo de atuação do relé de sobrecorrente, caso não haja o processamento de sinal com um filtro de passa-baixa conectado com um algoritmo de Fourier de um ciclo, conforme Figura 4. 4.

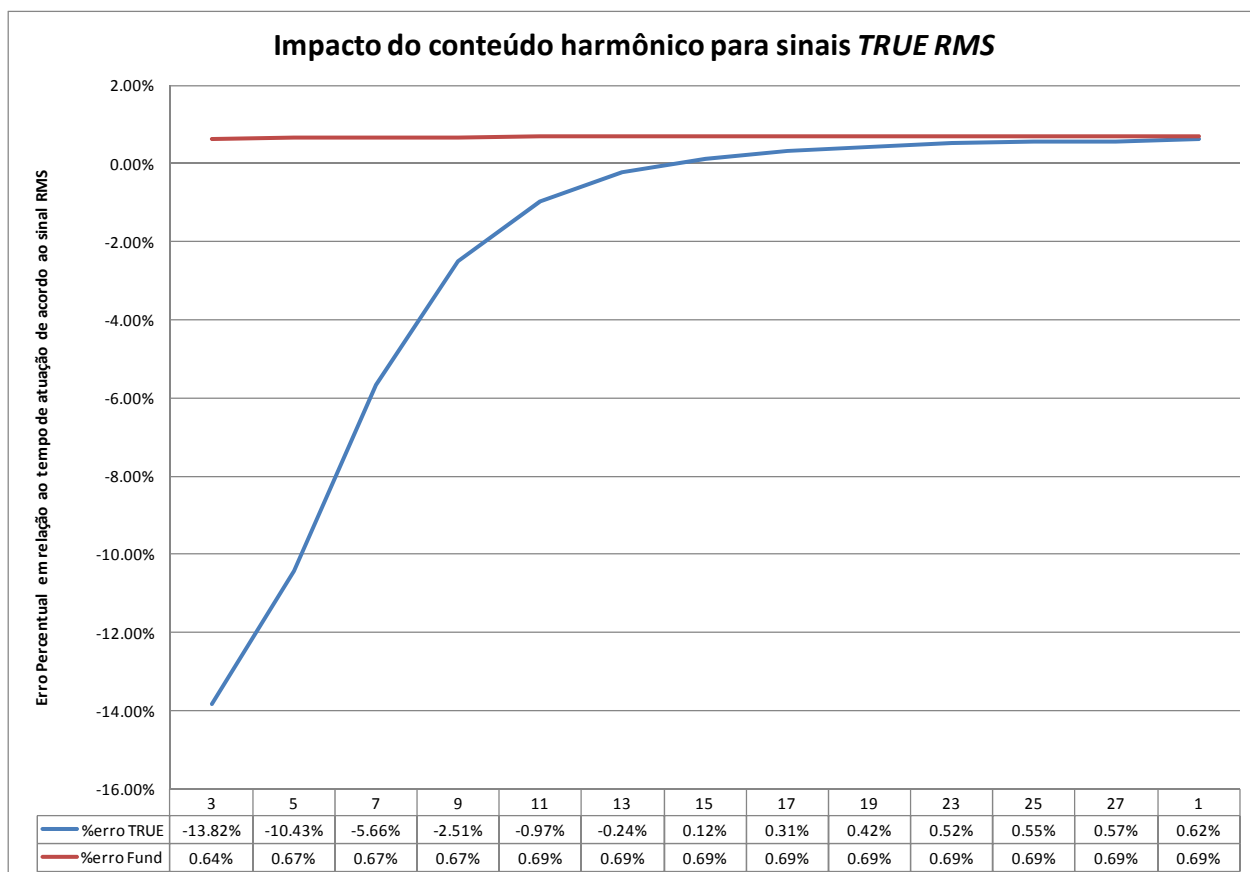


Figura 4. 4 – Gráfico do tempo de atuação do relé de sobrecorrente para sinais com *TRUE RMS*

Para elaboração deste gráfico foi utilizado uma fonte programável em que foi adicionado 50% de conteúdo harmônico de acordo a equação 4.1:

$$f(t) = 200 \sin(wt) + 100 \sin(nwt), n = 3 \dots 27 \quad (4.1)$$

Assim, verificou-se que graças ao filtro passa-baixa com frequência de corte de 360 Hz, o erro do tempo de atuação do sinal considerando *TRUE RMS* tende a se aproximar para um caso em que o sinal é puramente da fundamental. Outra constatação é de que o erro de atuação dos relés com os sinais utilizando o bloco Fourier do *Matlab/Simulink* é constante em torno de 0,7%. Percebe-se assim que o Filtro passa-baixa na realidade é útil para o caso de que o usuário escolha o tipo de filtro *TRUE RMS*, pois para o bloco *Fourier*, o filtro passa-baixa, não interfere nos tempos de atuação. Assim, na Figura 4. 4, verificou-se que ao ser considerado o filtro *TRUE RMS*, a atuação tende a ser mais rápida, principalmente para frequências baixas.

Ainda na etapa de processamento de sinais, é realizado o cálculo para se encontrar as componentes de sequencia positiva, negativa e zero. Apesar de que para a proteção de sobrecorrente não esteja sendo utilizada nenhuma destas componentes, é necessário já deixar o bloco preparado para esta funcionalidade, visto que este mesmo bloco de processamento de sinais é utilizado para as demais funções de proteção e, dependendo do

caso, há a necessidade de obtenção das componentes simétricas de sequência positiva, negativa e zero.

Apesar de que o bloco da transformada discreta de Fourier do *Simulink* apresenta corretamente os valores dos ângulos, percebeu-se que para as situações em que houver variações na frequência da rede, as informações dos ângulos não são corretas. O motivo para este erro é que para a utilização deste bloco em particular é necessário informar para qual frequência se deseja calcular a componente fundamental e, desta forma, para as situações em que a frequência da rede é diferente há erros nos valores dos ângulos, mas seu efeito nos valores dos módulos não são significativos.

Para sanar este quesito, foi implementado uma melhoria para a correta leitura da frequência da rede. A solução encontrada foi a utilização do bloco de *PLL*, pois a principal vantagem deste bloco é de que é possível realizar a medição da frequência da rede e assim atualizar para qual frequência se deve realizar o cálculo do módulo e ângulo da fundamental. Na Figura 4. 5, é apresentado uma comparação entre os blocos de Fourier e *PLL* em que foi utilizada uma simulação com as seguintes características:

- Atenuação de 0,3 pu com uma frequência de 1 Hz durante 0,4 s.

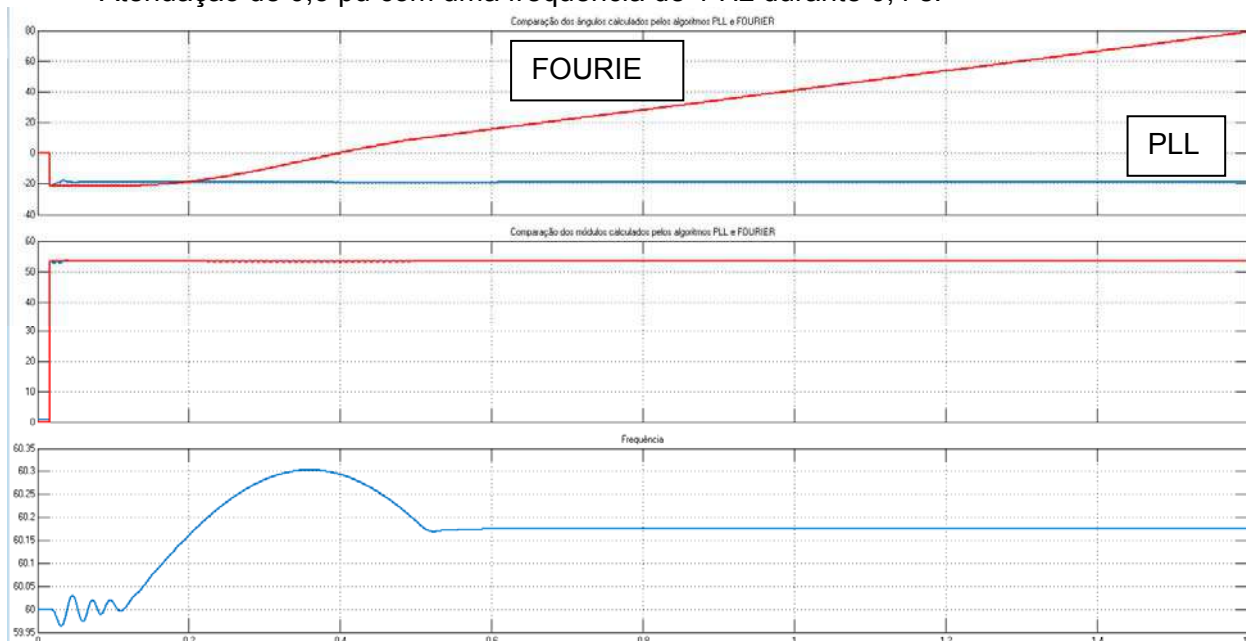


Figura 4. 5 Comparações dos blocos de Fourier e PLL do Simulink

A partir desta análise, percebe-se claramente que para o caso de necessidade do uso de ângulos dos fasores se faz necessário o conhecimento da frequência da rede. Porém para os casos em que a frequência não é constante, poderá ocorrer informações indevidas em relação ao ângulo dos fasores

Assim, segue na Figura 4. 6 e Figura 4. 7, a saída das três fases e os blocos do próprio *Simulink* para o cálculo das sequências.

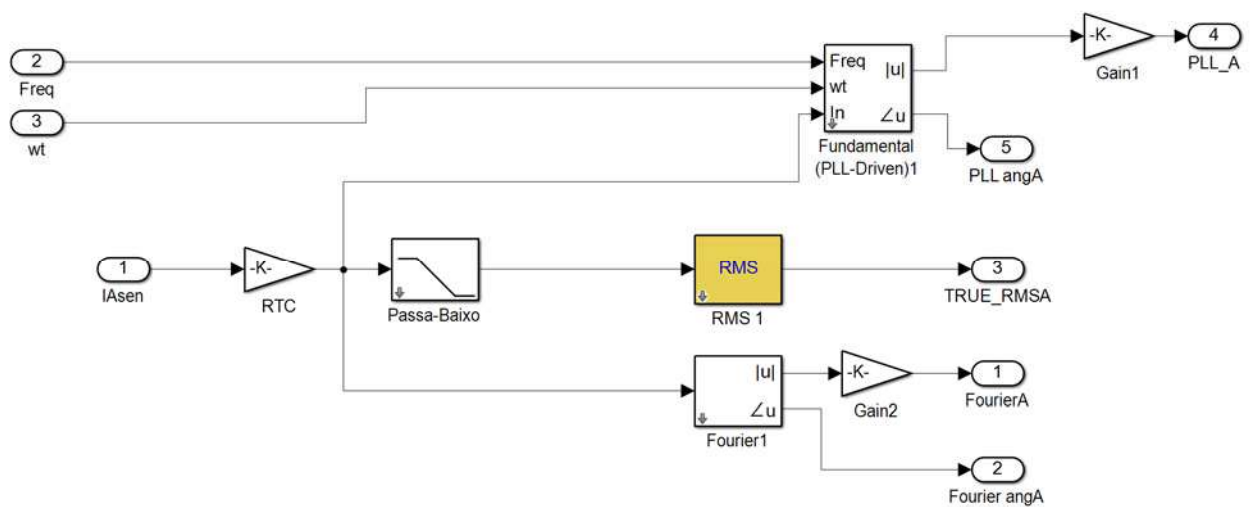


Figura 4. 6 Processamento de sinal de corrente de cada fase com a alteração de processamento utilizando o algoritmo PLL para obtenção de módulo e ângulos.

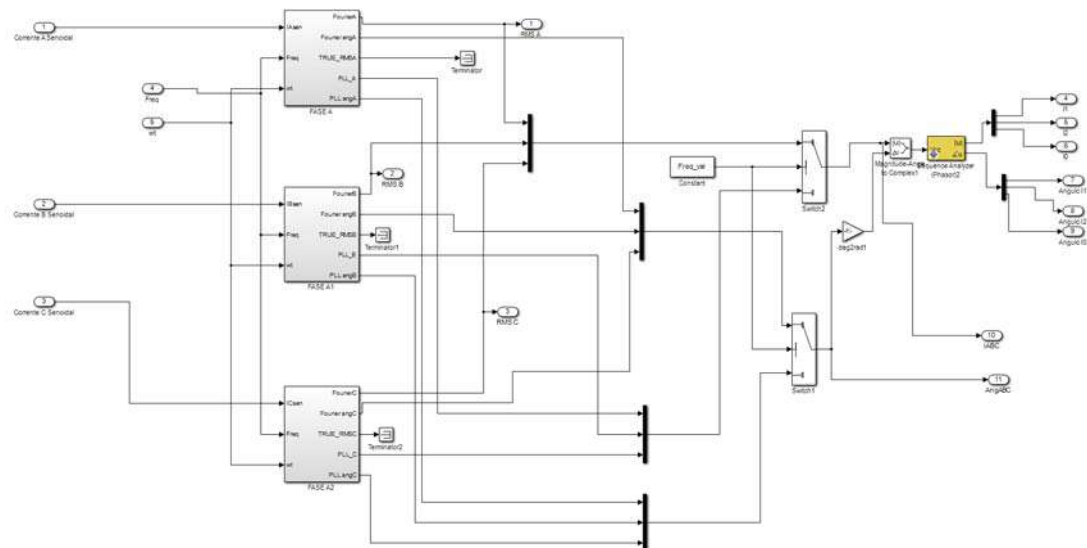


Figura 4. 7 Processamento de sinais das três fases com os cálculos das componentes simétricas

Desta maneira, após a definição do módulo e ângulo da corrente na frequência fundamental, seja pelo filtro de *Fourier* ou mesmo pelo filtro de *PLL*, os sinais dos módulos são enviados para os algoritmos de proteção, neste caso, para a função de sobrecorrente.

Para a função de sobrecorrente, não é necessário tampouco a informação do ângulo dos módulos de correntes, pois para o cálculo no domínio do tempo é necessário somente as seguintes informações:

- Para função Proteção de Sobrecorrente Instantâneo (50): somente o módulo de corrente;
- Para função Proteção de Sobrecorrente com tempo definido (51-DT): módulo de corrente, *Dial* de tempo;

- Para função Proteção de Sobrecorrente com tempo inverso (51-IDT): módulo de corrente, *Dial* de tempo e o tipo de curva.

Assim, na Figura 4. 8, é possível verificar como é realizado o algoritmo da proteção de sobrecorrente. Inicia-se com uma comparação entre os maiores módulos de corrente e, a partir daí, é realizado uma comparação com o valor pré-ajustado de *Pickup* de sobrecorrente instantâneo - $I_{PICKUP50}$ e *Pickup* de sobrecorrente temporizada - $I_{PICKUP51}$. Além do mais, é realizada uma divisão entre o valor medido de corrente I_{cc} com $I_{PICKUP51}$ para se encontrar o módulo de corrente - M que é utilizado na equação das curvas padronizadas de sobrecorrente. E, por fim, caso o valor de $I_{PICKUP50}$ ou $I_{PICKUP51}$ seja maior que o valor medido é enviado o sinal de atuação para o disjuntor - *TRIP*.

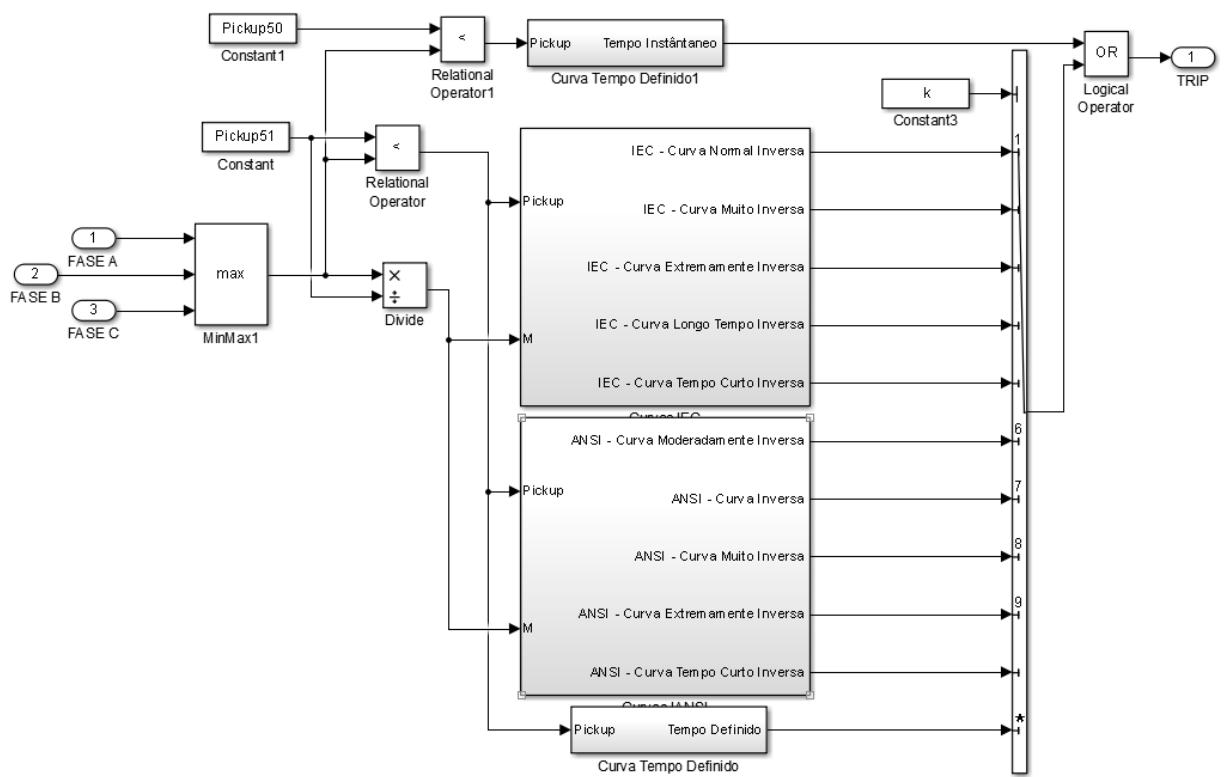


Figura 4. 8 Algoritmo da função sobrecorrente 50/51 no software Matlab/Simulink

A escolha da curva é realizada via bloco customizado para facilitar o uso para o usuário, conforme na Figura 4. 9 e Figura 4. 10. Nesta interface, também são informados todos os valores de parametrização necessários.

Function Block Parameters: Relé de Sobrecorrente

RELE 51 (mask)

Esse relé opera para a função de proteção de sobrecorrente:
 Modo Sobrecorrente Instantâneo - 50;
 Modo Sobrecorrente Temporizado - Tempo Definido 51 IDMT;
 Modo Sobrecorrente Instantâneo - Tempo Inverso 51 DMT;

Para as curvas de tempo inverso foram baseadas nas normas
 IEEE C37.112-1996 e IEC 60255, recomenda-se para ajuste de Dial:
 IEC: [0.05 - 1.0]
 ANSI: [0.50 - 15.0]

RTC
 100

Filtro: FOURIER

Instantâneo I>> Pickup50(A)
 2

Temporizado I> Pickup51(A) Dial de Tempo
 1.5 1

Curva: ANSI Inversa

Plotar Curva

OK Cancel Help Apply

Figura 4. 9 Parametrização do relé de sobrecorrente

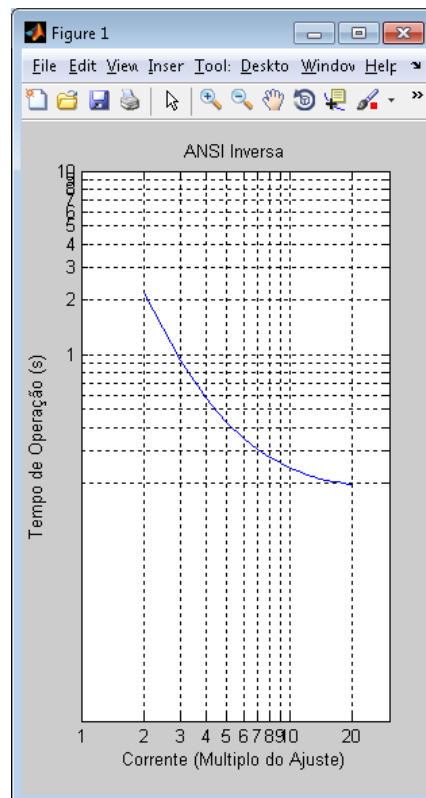


Figura 4. 10 Possibilidade de plotar a curva padronizada IEC ou ANSI escolhida baseado do Dial tempo ajustado

IV.1.1 PARAMETRIZAÇÃO DO RELÉ DE SOBRECORRENTE

No ajuste dos parâmetros é levado em consideração basicamente o valor de ajuste de sobrecorrente, também conhecido como *TAP*, que tem como função principal garantir uma

margem de sobrecarga, de acordo com uma condição operacional já analisada, para que valores acima sensibilizam a atuação do disjuntor através de um sinal, também conhecido como sinal de *TRIP*. Esta corrente de atuação também é conhecida como *pickup*. Outro importante parâmetro necessário para a correta parametrização do relé é o Dial de tempo. A função deste se baseia no funcionamento do relé eletromecânico, pois representa o tempo de disparo que o disco do relé levaria até acionar os contatos de disparo, assim quanto menor for o valor deste parâmetro, mais rápido será a atuação do relé. Assim, para permitir uma margem de segurança para atuação do relé, o ajuste de corrente deve ser conforme a equação (4.2):

$$I_c < TAP < I_{cc} \quad (4.2)$$

onde I_c é a corrente de carga, I_{cc} é a contribuição de corrente relativa ao curto-circuito no sistema e, por fim, para encontrar o *TAP* pode-se empregar a seguinte equação (4.3):

$$TAP \geq \frac{FS \cdot I_{nom}}{RTC} \quad (4.3)$$

onde FS é o fator de segurança relativa a margem de sobrecarga permitido de acordo com os casos operacionais analisado preliminarmente, este fator pode variar de 1,2 até 2,0 e RTC é a relação de transformação do transformador de corrente - TC utilizado.

Por fim, o tempo de atuação (a partir das curvas de relé de sobrecorrente padronizadas, conforme a equação 4.4.

$$\int_0^{T_m} \left[\frac{\beta \cdot Dial}{M(t)^\alpha - 1} + L \cdot Dial \right]^{-1} dt > 1 \quad (4.4)$$

onde T_m é o tempo de atuação do relé, $M(t)$ é o múltiplo de corrente a partir da relação $I(t)/TAP$ e, por fim, β , α e L são coeficientes que determinam a inclinação da curva de acordo com a Tabela 4. 1.

Curva	β	α	L
IEC Normal Inversa	0,14	0,02	0
IEC Muito Inversa	13,5	1	0
IEC Extremamente Inversa	80	2	0
IEC Tempo Longo Inversa	120	1	0
IEC Tempo Curto Inversa	0,05	0,04	0
ANSI Moderadamente Inversa	0,104	0,02	0,0226
ANSI Inversa	5,95	2	0,18
ANSI Muito Inversa	3,88	2	0,0963
ANSI Extremamente Inversa	5,67	2	0,0352
ANSI Tempo Curto Inversa	0,00342	0,02	0,00262

Tabela 4. 1 Relação das curvas padronizadas IEC e ANSI

IV.1.2 SIMULAÇÃO-TESTE PARA VALIDAÇÃO DO MODELO DO RELÉ DE SOBRECORRENTE

No caso da modelagem do relé de sobrecorrente deste trabalho é apresentado na Figura 4. 11, primeiramente, de forma conceitual, ou seja, em um sistema elétrico com todas as grandezas controladas para que pudessem ser realizadas todas as simulações necessárias para validação do algoritmo do relé de sobrecorrente 50/51.

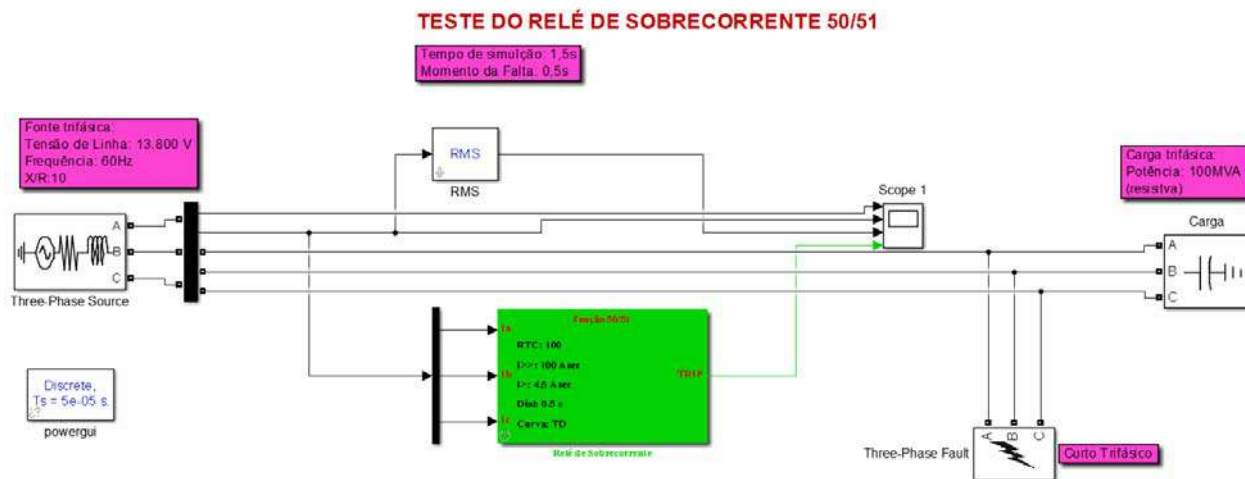


Figura 4. 11 Modelo de sistema elétrico para realização dos testes no relé 50/51

Foi realizada uma falta trifásica a fim de verificar se a resposta do relé em relação aos ajustes parametrizados está adequada. Segue na Figura 4. 12 os resultados desta simulação-teste. É interessante observar que nesta simulação o tipo de atuação escolhido foi de Tempo Definido de 0,5 s. O motivo para este ajuste é que não houvesse dúvidas em relação ao tempo de atuação do TRIP. Logo em seguida, foram realizadas simulações para faltas fase-fase e fase-terra e verificado a resposta de atuação do relé, tais resultados são apresentados nas Figura 4. 13 e Figura 4. 14.

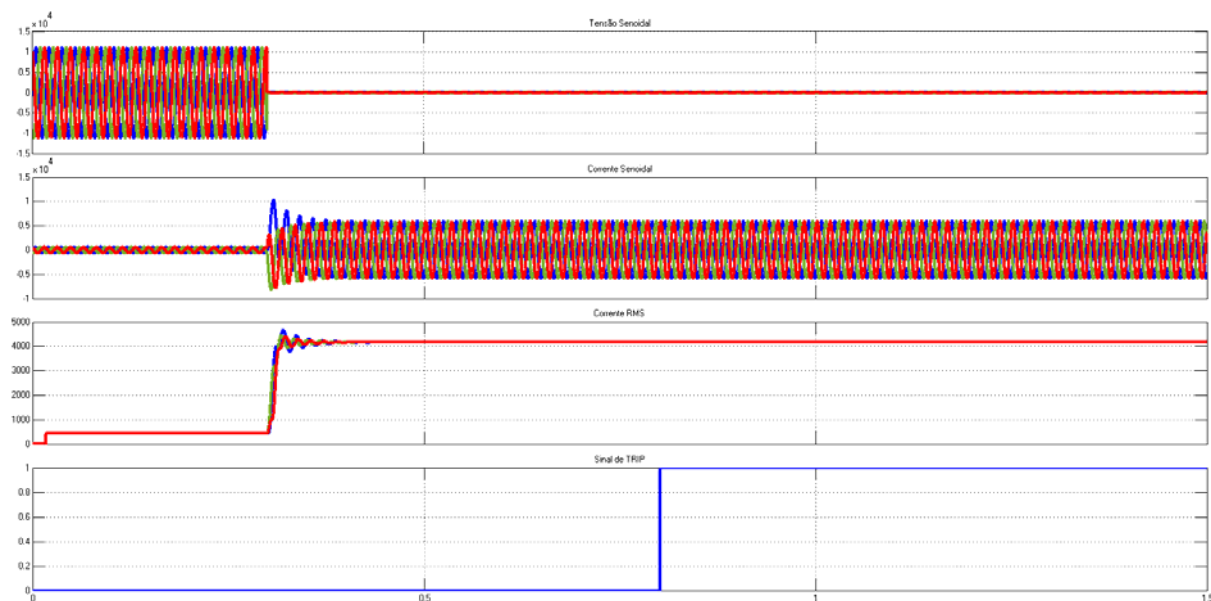


Figura 4. 12 Gráficos de atuação do relé no sistema teste de simulação na condição de falta trifásica.

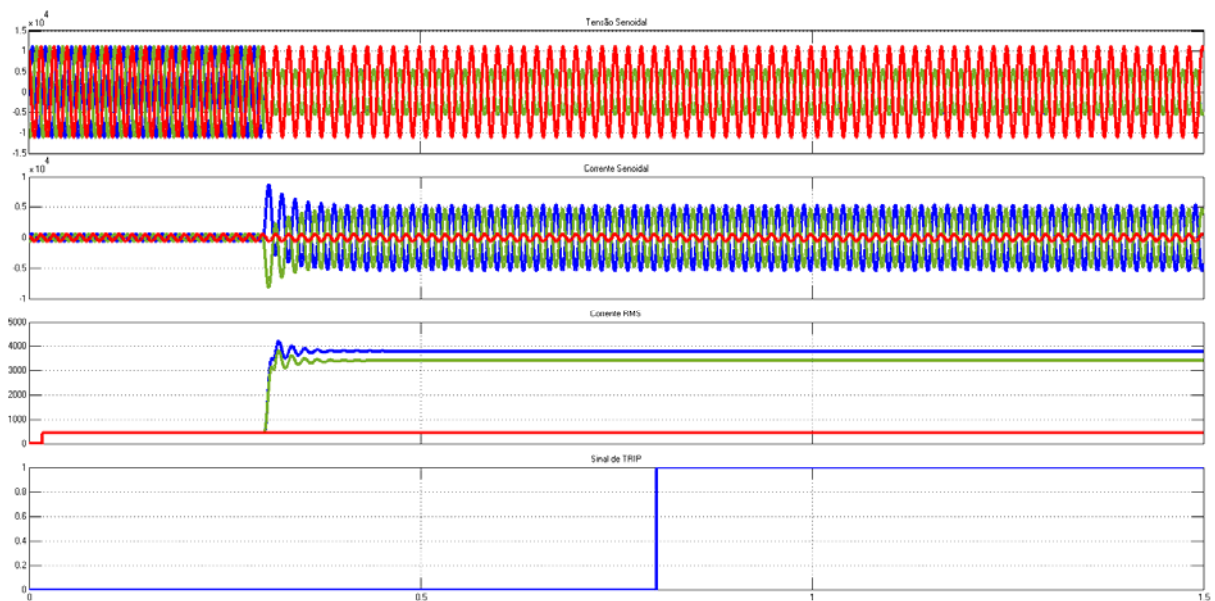


Figura 4. 13 Gráficos de atuação do relé no sistema teste de simulação na condição de falta fase-fase

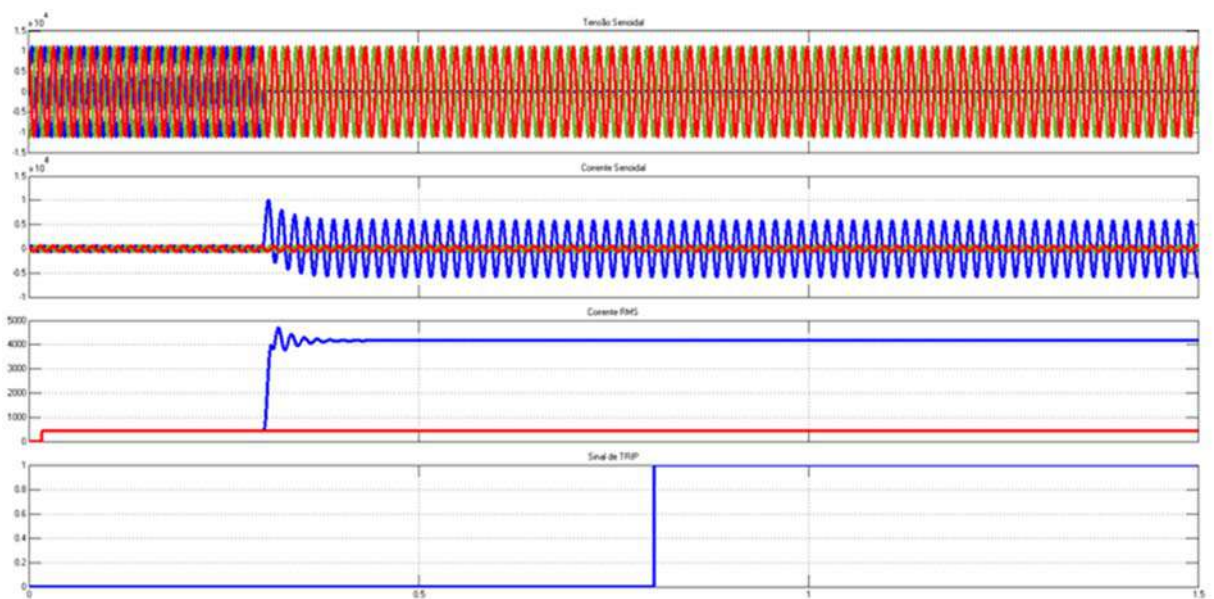


Figura 4. 14 Gráficos de atuação do relé no sistema teste de simulação na condição de falta fase-terra.

Nestas simulações, verificou-se que o relé consegue realizar a correta análise da magnitude de corrente e além disso envia corretamente o valor de TRIP de acordo com o tempo de atuação teórico. No caso, como nos três casos de falta, como a magnitude da corrente de falta ultrapassou o limite do Pickup temporizado de pelo menos uma das fases, houve atuação sempre no mesmo tempo de 0,8 s, pois como as faltas foram aplicadas no tempo de 0,3 s e o ajuste do tempo definido foi de 0,5 s, esta simulação comprova que o algoritmo opera de maneira satisfatória.

Para testar também se as curvas padronizadas do relé estão de acordo com os tempos teóricos, foram realizados mais algumas simulações com condições pré-determinadas a fim

de verificar se a resposta de atuação do relé simulado tem o mesmo comportamento de acordo com a teoria. Foi realizado somente nas curvas IEC as seguintes simulações, conforme demonstrado na Figura 4. 15, Figura 4. 16 e Figura 4. 17 e os resultados na Tabela 4. 2, Tabela 4. 3 e Tabela 4. 4:

Múltiplo I_f/I_{pickup}	Dial
1,1	1,0
1,5	1,0
2	1,0

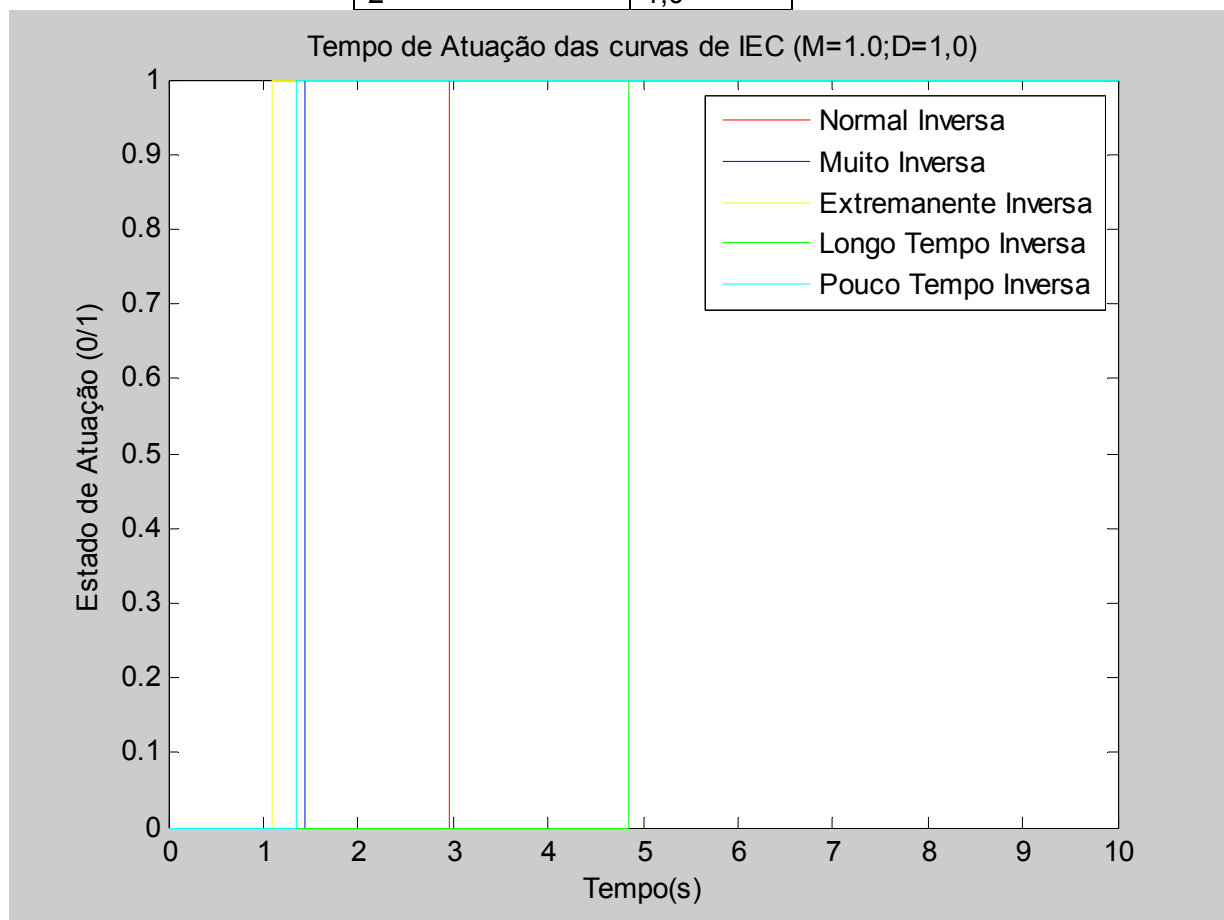


Figura 4. 15 Tempo de Atuação das curvas IEC (M=1;D=1)

Curvas	Tempo Teórico (s)	Tempo Simulado(s)	Erro (%)	Diferença(ms)
Normal Inversa	1,945	1,9515	0,35%	6,829
Muito Inversa	0,431	0,4411	2,30%	10,166
Extremamente Inversa	0,077	0,0889	13,81%	12,276
Longo-Tempo Inversa	3,831	3,8445	0,36%	13,972
Pouco-Tempo Inversa	0,335	0,3416	1,87%	6,403

Tabela 4. 2 Resultados de atuação para M=1,0 e D=1,0

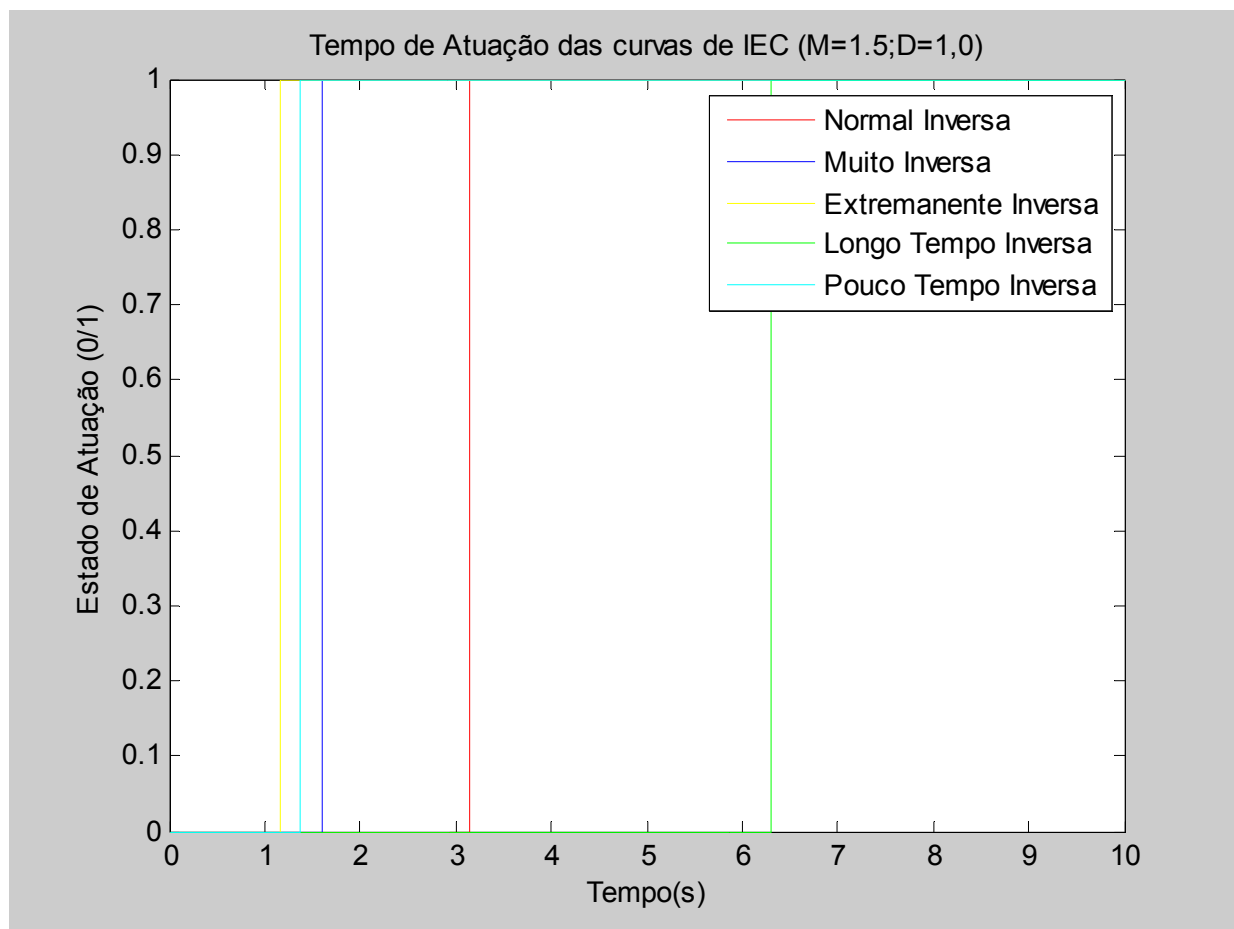


Figura 4. 16 Tempo de Atuação das curvas IEC (M=1,5;D=1)

Curvas	Tempo Teórico (s)	Tempo Simulado(s)	Erro (%)	Diferença(ms)
Normal Inversa	2,142	2,149	0,33%	7,099
Muito Inversa	0,595	0,605	1,73%	10,461
Extremamente Inversa	0,143	0,1551	8,06%	12,499
Longo-Tempo Inversa	5,285	5,3	0,29%	15,208
Pouco-Tempo Inversa	0,370	0,3771	1,78%	6,722

Tabela 4. 3 Resultados de atuação para M=1,5 e D=1,0

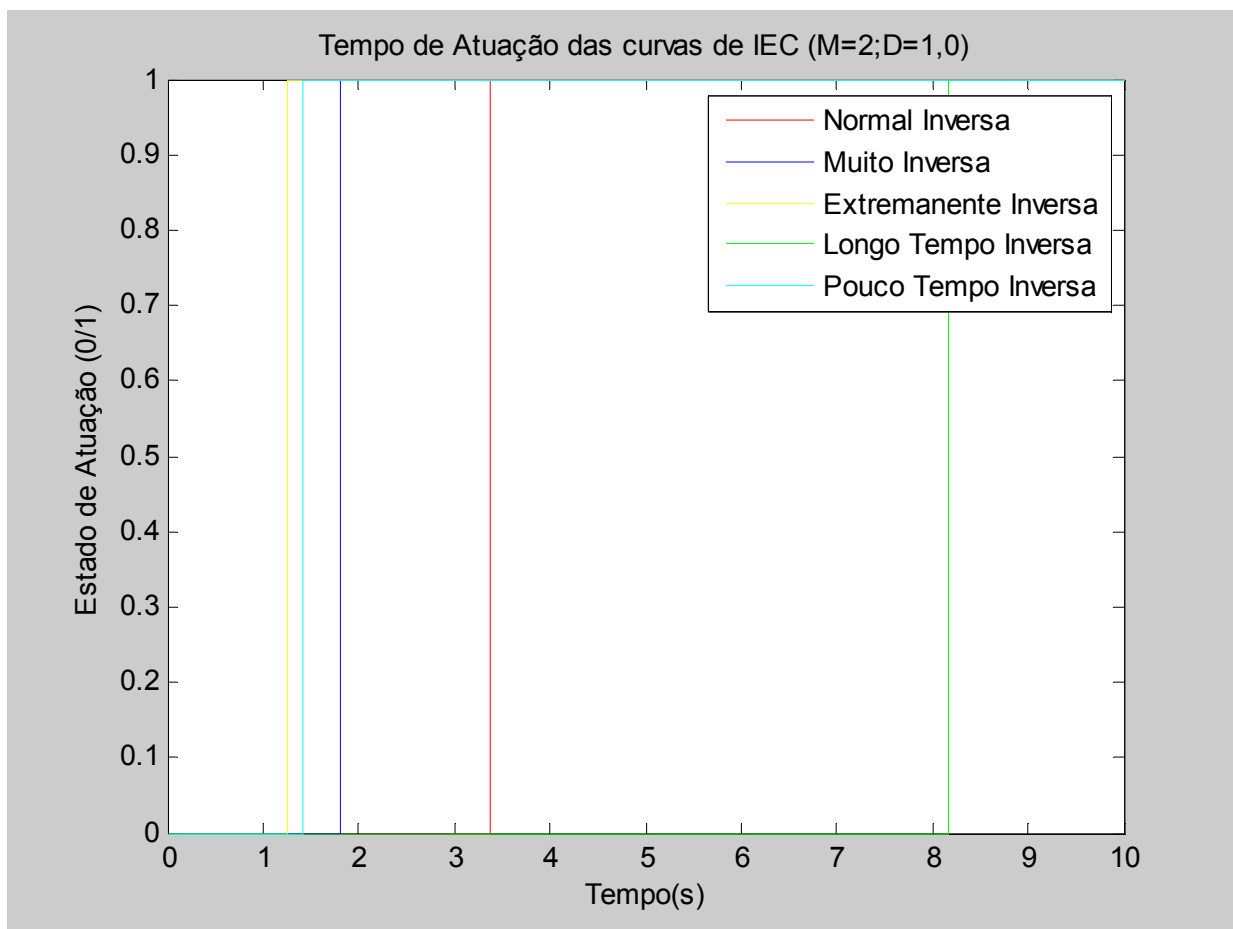


Figura 4. 17 Tempo de Atuação das curvas IEC (M=2;D=1)

Curvas	Tempo Teórico (s)	Tempo Simulado(s)	Erro (%)	Diferença(ms)
Normal Inversa	2,363	2,371	0,34%	8,147
Muito Inversa	0,805	0,8151	1,30%	10,571
Extremamente Inversa	0,254	0,266	4,56%	12,135
Longo-Tempo Inversa	7,151	7,1695	0,25%	18,129
Pouco-Tempo Inversa	0,410	0,417	1,73%	7,202

Tabela 4. 4 Resultados de atuação para M=2,0 e D=1,0

É possível observar que a diferença do tempo de atuação simulado em relação ao tempo de atuação teórico é menor ou próximo que um ciclo completo da frequência nominal de 60Hz ($1/60=16\text{ms}$), assim é possível verificar que este atraso se dá pelo fato que o filtro de algoritmo de Fourier necessita pelo menos um ciclo para estimar o fasor de corrente. Mesmo considerando este atraso, verifica-se que o tempo de atuação é aceitável para as simulações, visto que é inerente do algoritmo de estimação dos fasores na frequência fundamental.

IV.2 - PROTEÇÃO DIRECIONAL DE NEUTRO

Neste tópico é apresentado o modelo proposto para o relé direcional de neutro para sistema isolado. É apresentada uma breve introdução teórica de cada algoritmo, além de simulações de sensibilidade a fim de verificar a correta atuação do relé. Na Figura 4. 18, é possível verificar o bloco criado no *Simulink* utilizando diversas associações disponibilizadas no *SimPowerSystems*.

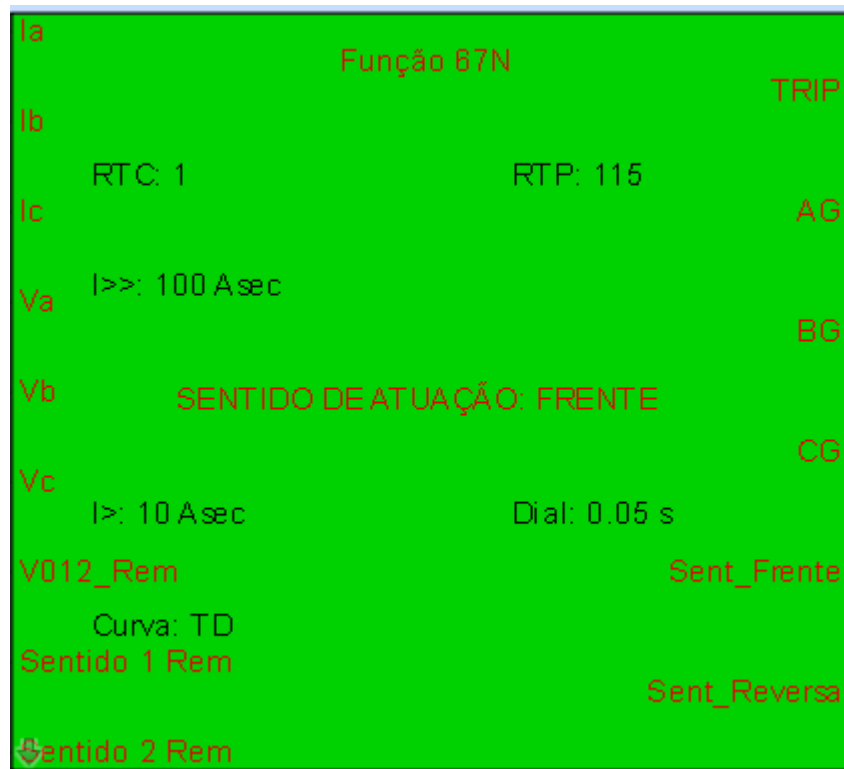


Figura 4. 18 Bloco do relé direcional para sistemas isolados

É apresentado a seguir também na Figura 4. 19 as opções que o usuário tem para realização dos ajustes. Primeiramente é mostrado a tela de opções, sendo que neste ponto, é possível realizar o ajuste com as informações do transformador de corrente e tensão. Além de informações sobre o relé direcional na parte superior.

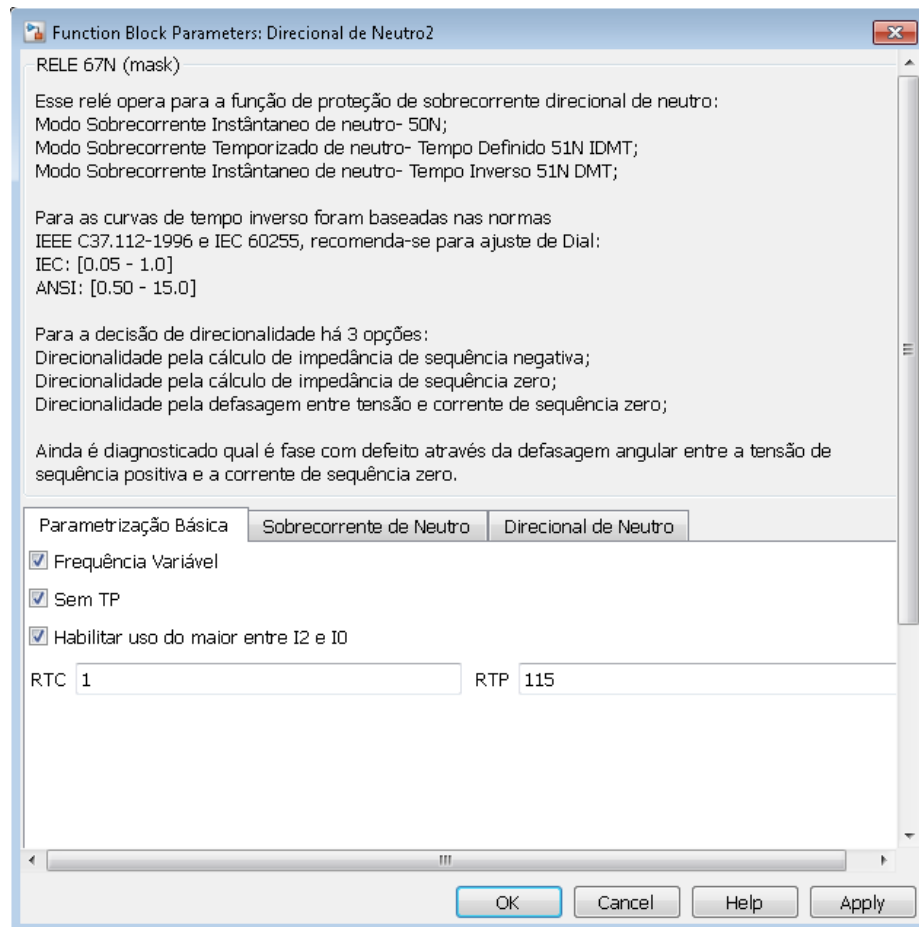


Figura 4. 19 Modelo do relé de sobrecorrente direcional de neutro para sistemas isolados - 1º capa.- Ajuste do TC e TP

Logo em seguida na Figura 4. 20 é possível a realização do ajuste de *pickup* da atuação de sobrecorrente de neutro. É importante frisar que é considerado neste caso a comparação do ajuste do *pickup* de neutro com o maior valor entre $3xI_0$ e $3xI_2$, porém para habilitar o envio do sinal de *TRIP* é necessário que haja também tensão de sequência zero - V_0 maior que 20% de tensão de sequência positiva - V_1 , conforme é mostrado na Figura 4. 21.

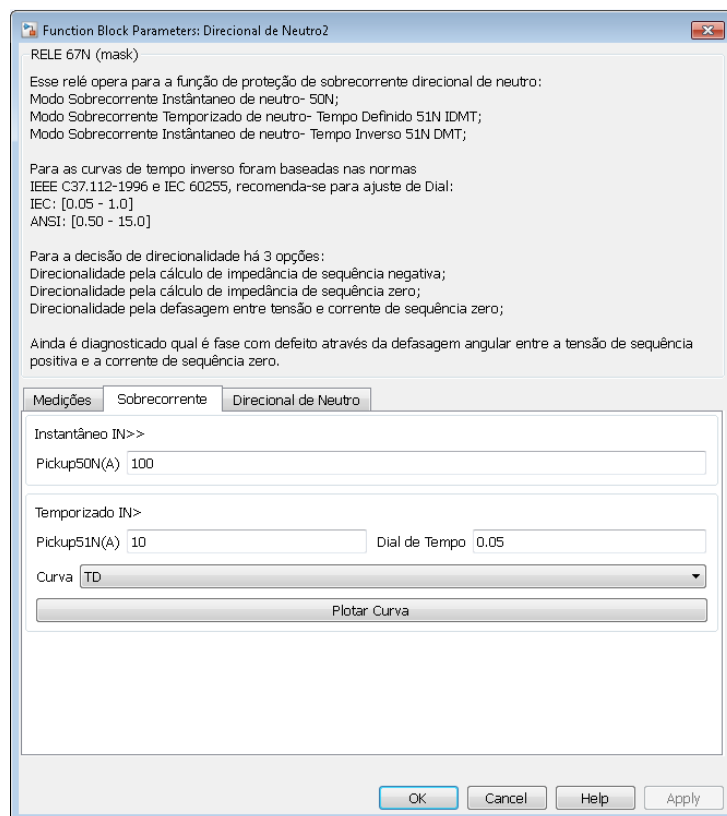


Figura 4. 20 Modelo do relé de sobrecorrente direcional de neutro para sistemas isolados - 2º capa.- Ajuste de sobrecorrente de neutro

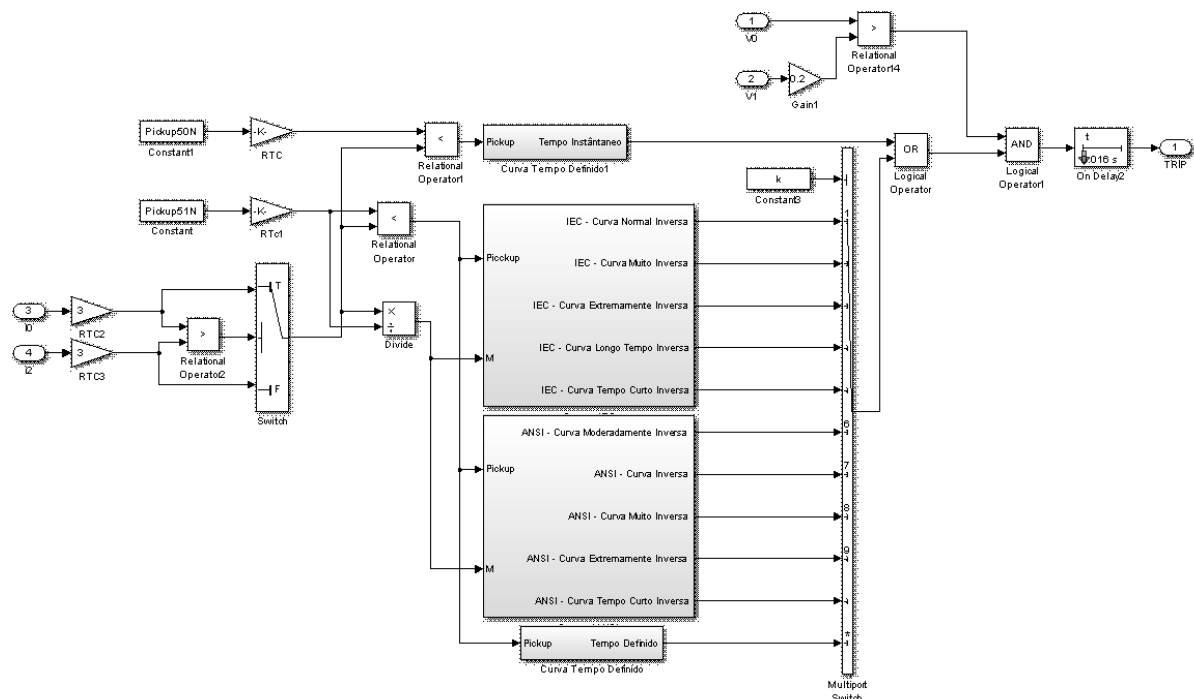


Figura 4. 21 Detalhe da função de sobrecorrente de neutro para o relé direcional de neutro

Desta forma, a próxima etapa de ajuste deste relé é exatamente para qual sentido de falta será sua zona de proteção. Na Figura 4. 22 é apresentada a tela de ajuste de qual algoritmo se deseja trabalhar, dentre as opções de:

- Direcional de Neutro utilizando a informação da potência ativa e reativa de sequência zero;
- Direcional de neutro utilizando a informação de impedância de sequência zero;
- Direcional de neutro utilizando a informação de impedância de sequência negativa;
- Utilização da grandeza de polarização da tensão remotamente pela UEP, utilizando desta maneira as mesmas três funções de direcionalidade mencionadas anteriormente;
- Modelagem de uma função de direcionalidade de neutro sem referência de tensão.

Para atender esta demanda se utiliza apenas as relações angulares das correntes.

Outra opção de ajuste nesta tela é exatamente qual o sentido de falta que se deseja que haja a atuação. As opções são para o sentido à frente e para o sentido à reversa.

Para finalizar a correta parametrização, é necessário definir valores mínimos de atuação para os algoritmos de impedância de sequência zero e negativa, para tanto também é necessário a definição do ângulo de impedância de sequência negativa, que na realidade é o mesmo de sequência positiva. Para a atuação do algoritmo de impedância de sequência zero é necessário a informação do ângulo de máximo torque, sendo que para uma falta fase-terra em um sistema isolado este ângulo pode ser considerado de -90° , pois para este tipo de falta a característica é praticamente capacitiva, assim esta referência angular garante que a corrente de falta estará próxima do máximo torque. Na Figura 4. 22 é apresentada a tela destes ajustes.

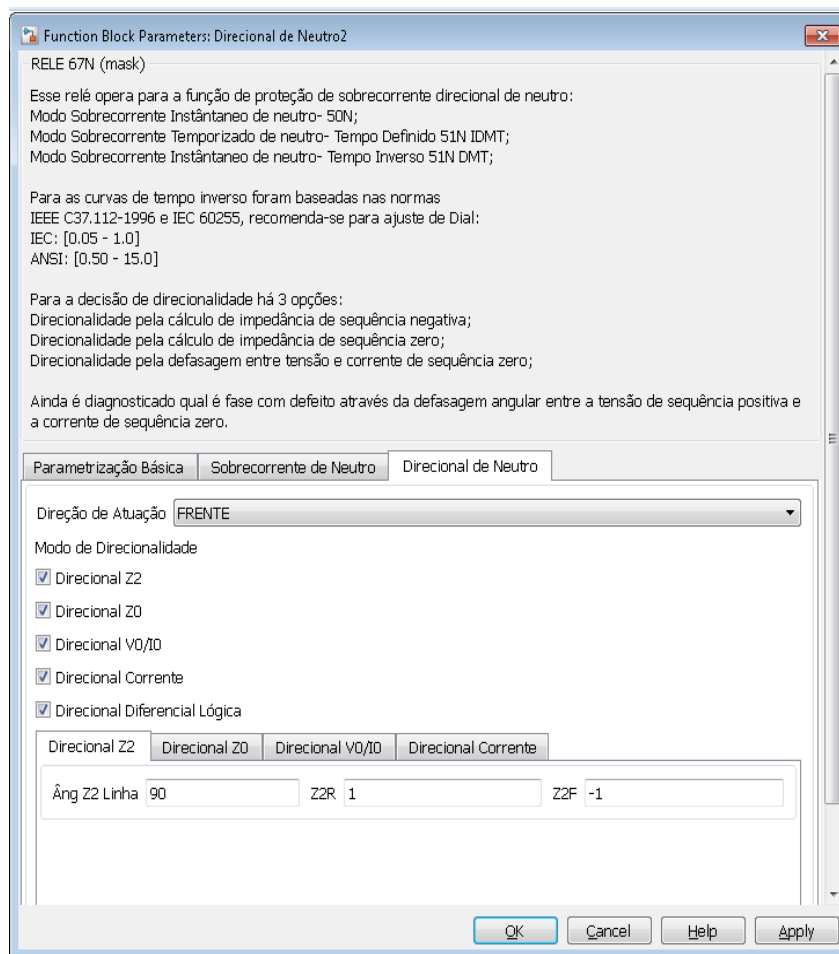


Figura 4. 22 Modelo do relé de sobrecorrente direcional de neutro para sistemas isolados - 3º capa.- Ajuste da direcionalidade de atuação

A função do elemento direcional é determinar o sentido da falta, se a situação de falta é no sentido para frente ou é uma falta no sentido reverso. Uma das técnicas para determinar esta direcionalidade é baseada na relação angular entre a tensão de sequência zero e a corrente de sequência zero. Na Figura 4. 23 é possível verificar o típico defasamento entre as tensões para uma falta com resistência de falta nula.

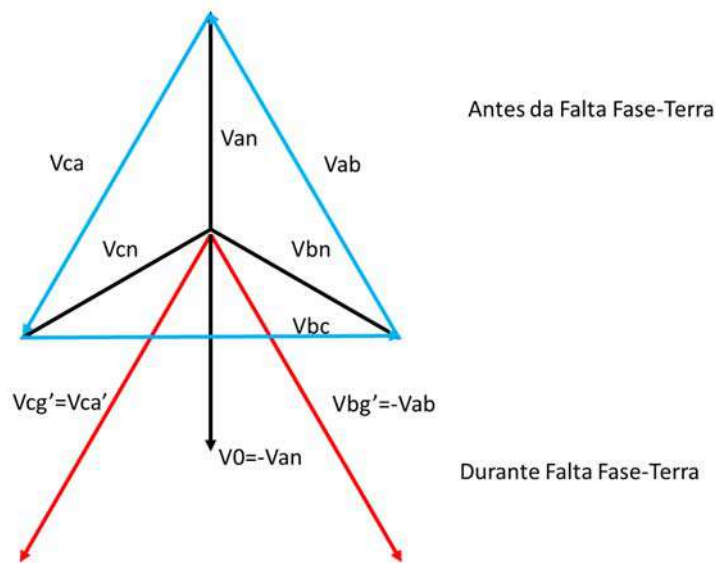


Figura 4. 23 Diagrama fasorial das tensões para uma falta fase-terra em um sistema isolado

Desta maneira, percebe-se que antes da falta fase-terra, não há tensão de sequência zero, conforme a equação 4.5:

$$V_{an} + V_{bn} + V_{cn} = 3 * V_0 \quad (4.5)$$

Para esta situação $V_{ng} = 0$

E, para uma situação de falta à terra entre a fase *a* e o terra *g* em um sistema isolado, é possível verificar que, no ponto da falta, as relações de tensão e corrente são dadas pelas equações 4.6, 4.7, 4.8, 4.9, 4.10 e 4.11:

$$V_{ag} = 0 \quad (4.6)$$

$$V_{bg} = V_{ba} \quad (4.7)$$

$$V_{cg} = V_{ca} \quad (4.8)$$

$$V_{ag} + V_{bg} + V_{cg} = 3V_0 \quad (4.9)$$

$$V_{an} + V_{bn} + V_{cn} = 0 \quad (4.10)$$

$$V_{an} = -V_{ng} = -V_0 \quad (4.11)$$

As correntes em cada fase, por sua vez, estão adiantadas em 90° de suas respectivas tensões de fase, ou seja, haverá um defasamento de 60° entre elas. Conforme Figura 4. 24, a corrente de falta do sistema será devido à somatória das correntes das fases sãs, especificamente, devido às contribuições pelas capacitâncias de cada fase do umbilical de potência.

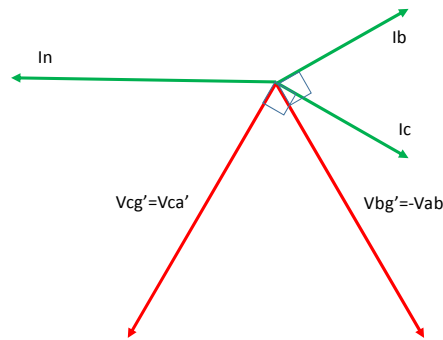


Figura 4. 24 Diagrama fasorial das correntes em relação às suas respectivas tensões defasadas de 90° para uma falta fase-terra em um sistema isolado

A magnitude total da corrente de falta será de acordo com as seguintes equações 4.12, 4.13 e 4.14:

$$3I_0 = 3V_0/Z_0 \quad (4.12)$$

$$3I_0 = (V_{CA} + V_{BA})/Z_0 \quad (4.13)$$

$$3I_0 = \sqrt{3}V_{LL}/Z_0 \quad (4.14)$$

Como pode ser considerado as seguintes premissas 4.15, 4.16 e 4.17,

$$3I_0 = I_{FALTA} \quad (4.15)$$

$$Z_0 = R_0 + jX_0 \quad (4.16)$$

$$R_0 \text{ e } X_{L0} \ll X_{C0} \quad (4.17)$$

Assim, de forma simplificada, pode ser encontrado uma aproximação da magnitude da falta a partir da seguinte equação 4.18:

$$I_{FALTA} = \sqrt{3}V_{LL} \cdot jX_{C0} \quad (4.18)$$

IV.2.1 - PROTEÇÃO DIRECIONAL - POTÊNCIA ATIVA E REATIVA DE SEQUÊNCIA ZERO

Assim, um modo de se realizar a proteção direcional é considerar como grandeza de polarização a própria tensão de sequência zero e a grandeza de operação a corrente de sequência zero. Este método de direcionalidade também é conhecido como direcional de potência de sequência zero.

Esta abordagem se baseia na relação angular entre a tensão de sequência zero e a corrente de sequência zero, visto que conforme observado pela equação 4.18, a característica para uma falta fase-terra em um sistema de aterramento isolado é praticamente capacitiva. Desta forma a defasagem angular entre a tensão e a corrente de sequência zero é em torno de 90°. Mais especificamente para faltas à jusante a corrente de sequência zero está adiantada em relação à tensão de sequência zero e, para faltas à montante, a corrente está atrasada 90°, conforme é mostrado na Figura 4. 25.

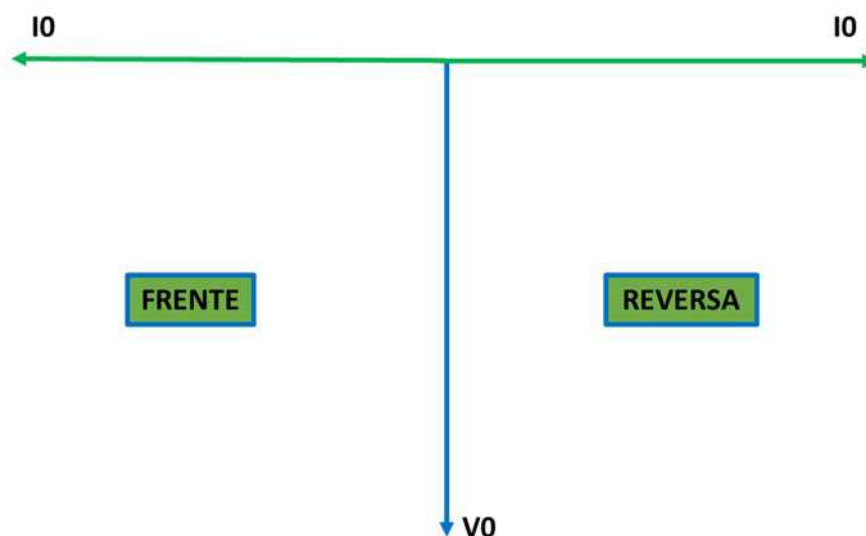


Figura 4. 25 Defasagem entre a corrente e tensão de sequência zero

Desta forma, conforme ROBERTS(2001) pode-se calcular a potência de sequência zero e retirar a parte real, para que a determinação de direcionalidade seja mais precisa, de acordo com a seguinte equação 4.19:

$$P_0 = \text{Re}(\bar{V}_0 \cdot \bar{I}_0^*) \quad (4.19)$$

Já para o cálculo da potência reativa, pode ser retirado pela parte imaginária deste cálculo, conforme a equação 4.20

$$Q_0 = \text{Imag}(\bar{V}_0 \cdot \bar{I}_0^*) \quad (4.20)$$

A atuação correta considerando esta estratégia de direcionalidade pode ser verificada no diagrama de X-R de sequência zero. É possível ainda, definir ajustes mínimos de atuação para que não haja falsos sinais do sentido da falta. Na Figura 4. 26 e Figura 4. 27, é possível verificar a zona de atuação de acordo com a direcionalidade.

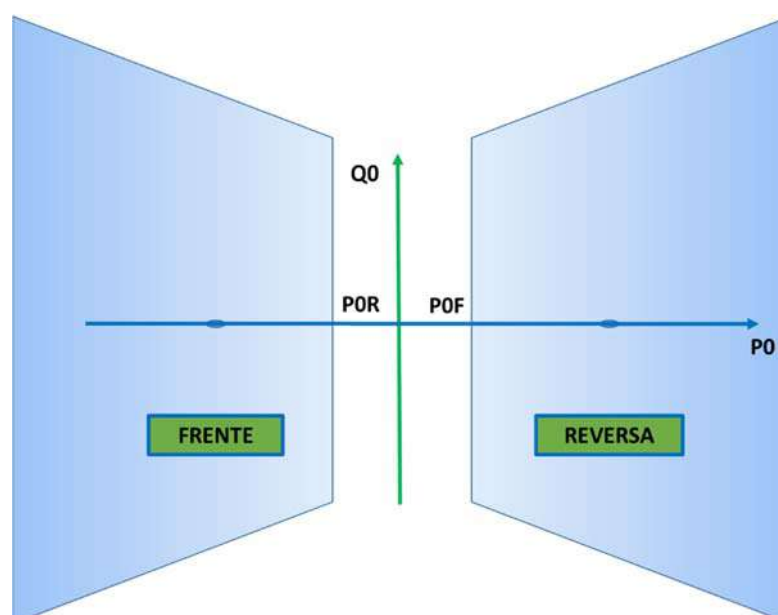


Figura 4. 26 Diagrama de proteção direcional para parte real da potência de sequência zero

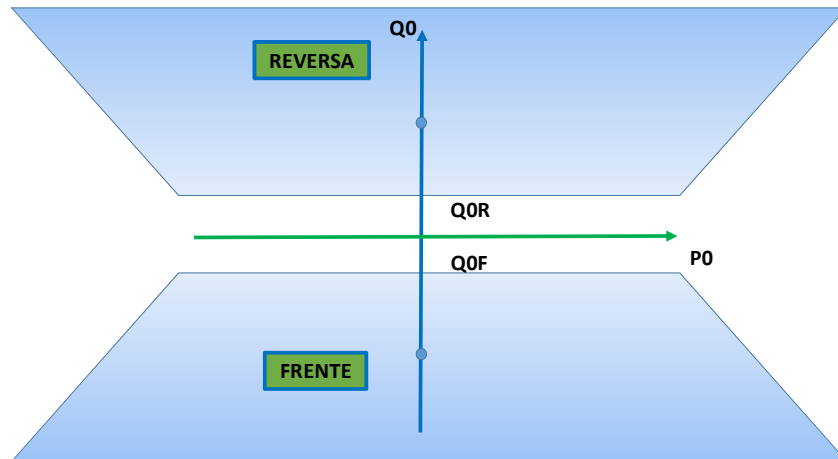


Figura 4. 27 Diagrama de proteção direcional para parte imaginária da potência de sequência zero

Na Figura 4. 28 é apresentada a implementação desta funcionalidade no software *Simulink*.

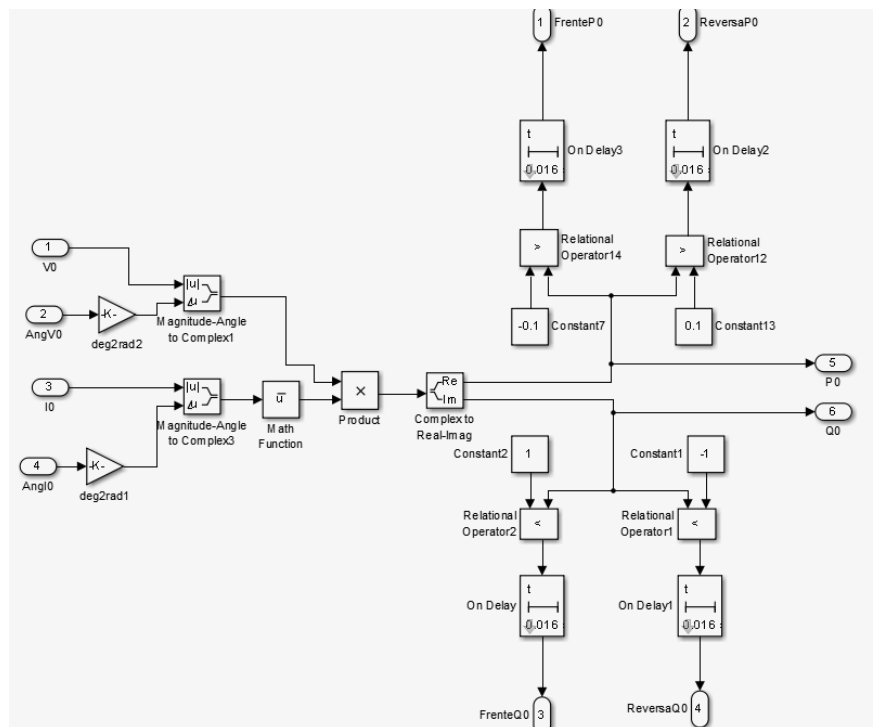


Figura 4. 28 Implementação do algoritmo de direcionalidade de P0 e Q0 pelo software *Simulink*

IV.2. 2- PROTEÇÃO DIRECIONAL - IMPEDÂNCIA DE SEQUÊNCIA ZERO

Também conhecido na literatura como proteção 32V, conforme ROBERTS(2001), se baseia praticamente no cálculo da impedância de sequência zero, considerando para isto o ângulo de impedância de sequência zero como sendo o ângulo que ditará o máximo torque de atuação. Após este cálculo, é comparado com valores mínimos de ajuste para impedâncias para atuações com sentido à frente e reversa, respectivamente estes ajustes

são Z0F e Z0R. A equação 4.21, mostra como é realizado este cálculo e na Figura 4. 29, é apresentado como é o diagrama que determinará as zonas de proteção.

$$Z_0 = \frac{Re(3\bar{V}_0 \cdot (3\bar{I}_0 \cdot MTA)^*)}{|I_0|^2} \quad (4.21)$$

Sendo que V0 e I0 são as grandezas de tensão e corrente de sequência zero e o MTA é ângulo de máximo torque do elemento de proteção direcional e para sistemas de aterramento isolados, pode-se considerar o valor de -90°, (ERROA, 2007).

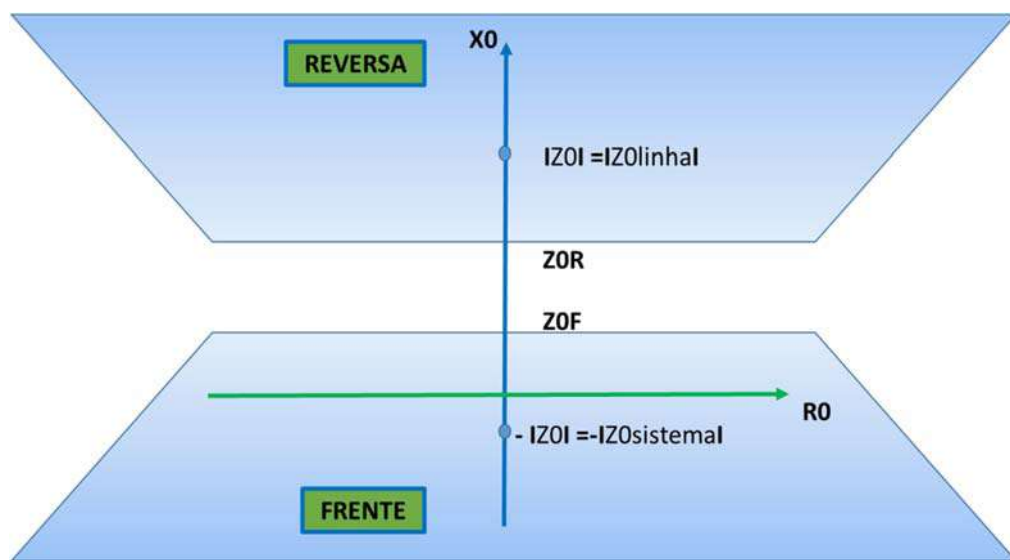


Figura 4. 29 Diagrama de proteção direcional para impedância de sequência zero

Na Figura 4. 30 é apresentada a implementação desta funcionalidade no software *Simulink*

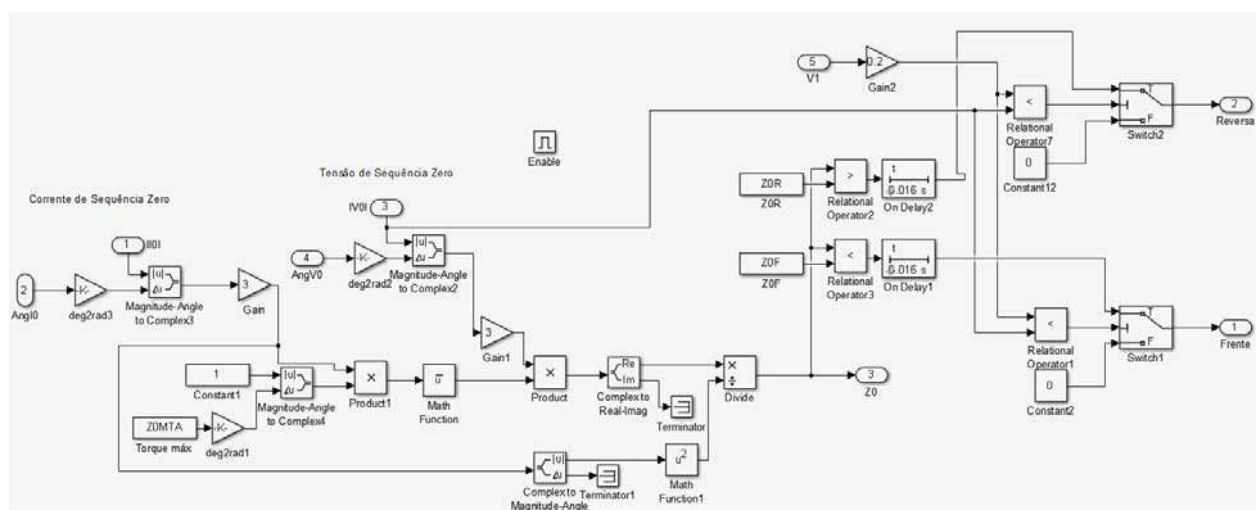


Figura 4. 30 Implementação do algoritmo de direcionalidade de Z0 pelo software *Simulink*.

IV.2.3- PROTEÇÃO DIRECIONAL - IMPEDÂNCIA DE SEQUÊNCIA NEGATIVA

Para esta filosofia de proteção direcional, se faz uso das componentes de sequência negativa. A justificativa principal para o uso da sequência negativa é de que esta componente está presente em todos os tipos de faltas assimétricas. A metodologia de

cálculo é a mesma que impedância de sequência zero, porém a diferença principal é de que ao invés de se estipular um ângulo para o máximo torque MTA, é utilizado o próprio ângulo de impedância de sequência positiva. Neste tipo de proteção direcional, também se faz o uso de ajustes mínimos de atuação como Z2F e Z2R, impedância de sequência negativa mínimos para permissão de atuação à frente e à reversa, respectivamente. Segue na equação 4.22 e Figura 4. 31, como a atuação desta função de proteção é similar à impedância de sequência zero.

$$Z_2 = \frac{Re(\vec{V}_2 \cdot (\vec{I}_2 \cdot Z_{1L})^*)}{|I_2|^2} \quad (4.22)$$

Sendo que V2 e I2 são as grandezas de tensão e corrente de sequência zero e o Z1L é ângulo de linha de sequência positiva que fará o papel do elemento de máximo torque da proteção direcional.

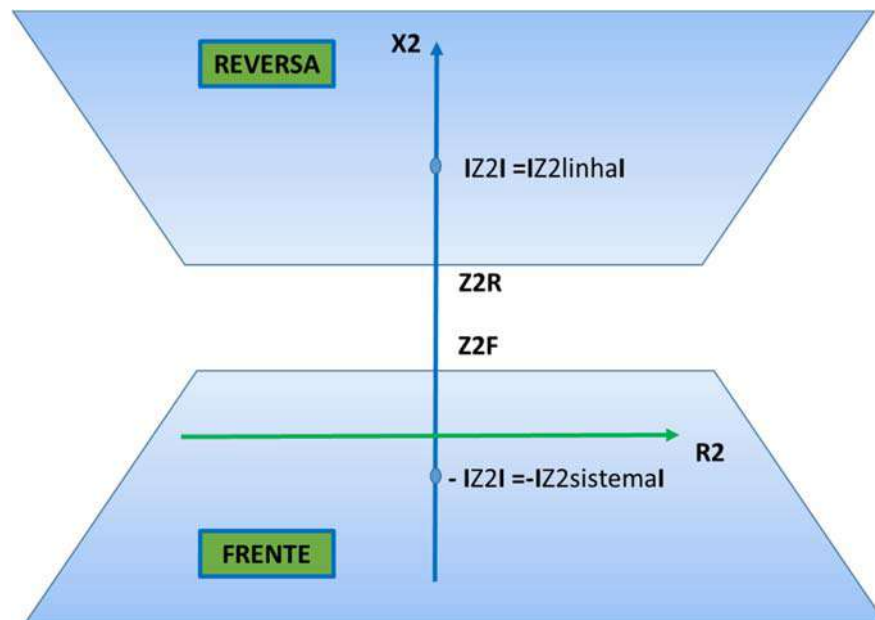


Figura 4. 31 Diagrama de proteção direcional para impedância de sequência negativa

Na Figura 4. 32 é apresentado a implementação desta funcionalidade no software *Simulink*.

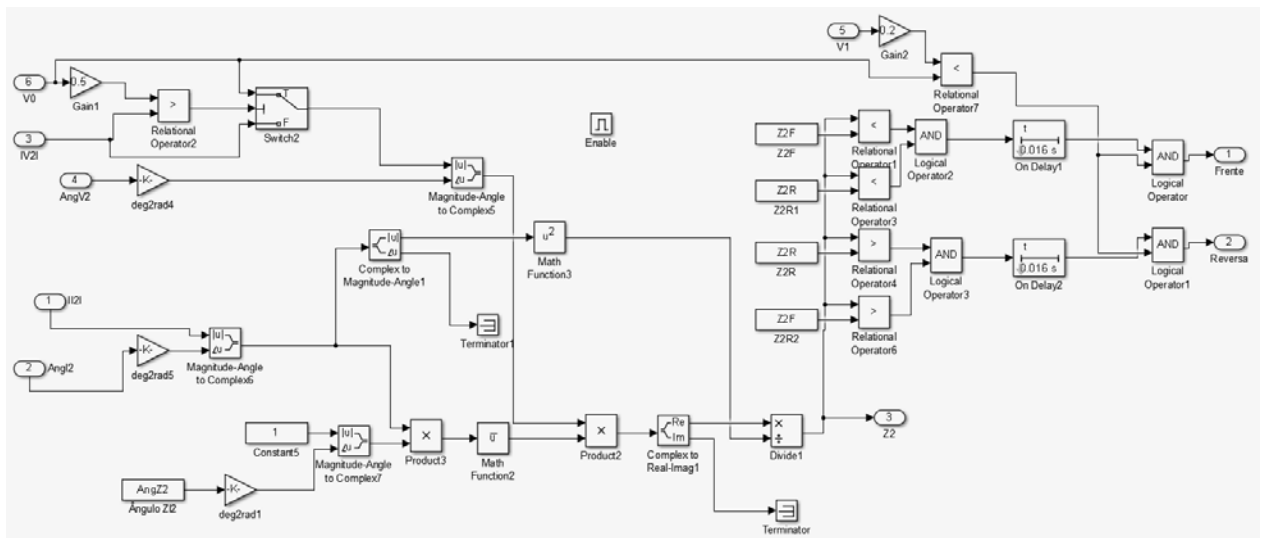


Figura 4. 32 Implementação do algoritmo de direcionalidade de Z0 pelo software *Simulink*

IV.2.4- PARTICULARIDADES PARA OS SISTEMAS DE ATERRAMENTO ISOLADOS

Para sistemas de potência com aterramento de forma isolada, há algumas características que podem ser observadas e utilizadas para o correto diagnóstico do sentido da falta, pois é possível levar em consideração a magnitude da capacitância envolvida no sistema como um todo para realizar algumas considerações. Caso a capacitância do ; lado da fonte seja baixa ou nula, por exemplo, não haverá uma grande contribuição de corrente de sequência zero adicional provinda da fonte para as faltas à frente de um alimentador em uma falta monofásica, ou seja, a corrente de falta será provida praticamente pelas próprias capacitâncias das fases sãs deste circuito, conforme Figura 4. 33.

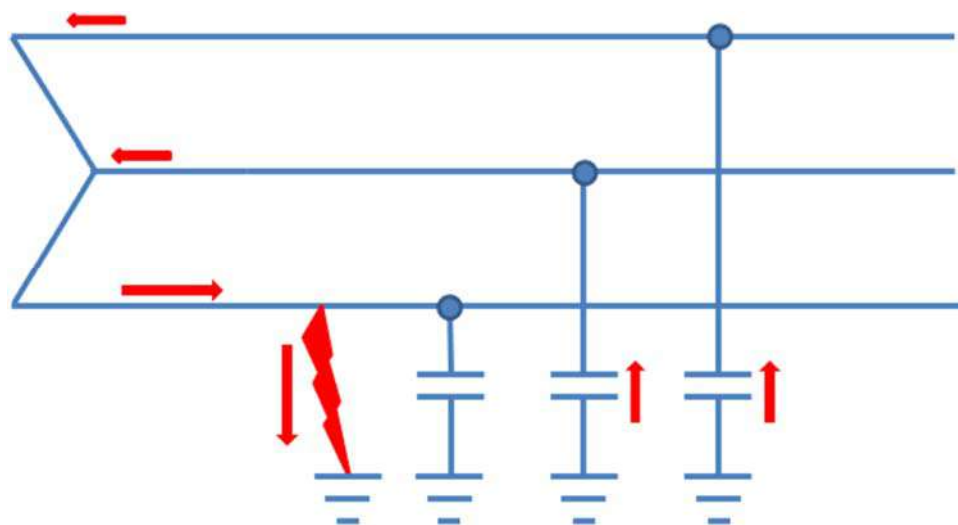


Figura 4. 33 Exemplo de falta fase-terra para um sistema de aterramento isolado

O resultado deste comportamento é que a corrente de sequência zero medida pelo TC deste alimentador em falta será praticamente nula, uma vez que toda a corrente capacitiva

estará na fase em falta, que por sua vez, é provinda, neste caso, de quase em sua totalidade do resultado da somatória vetorial das correntes capacitivas das fases sãs.

Já para faltas reversas, a corrente de sequência zero é facilmente perceptível, uma vez que não haverá contribuição pela fase em falta e as capacitâncias das fases sãs deste circuito também contribuem exatamente com os mesmos valores do caso anterior para as faltas no sistema à montante.

As equações 4.23 demonstram a razão para estes comportamentos e a Figura 4. 34, ilustra as correntes por fase e suas componentes simétricas para uma falta à frente e reversa.

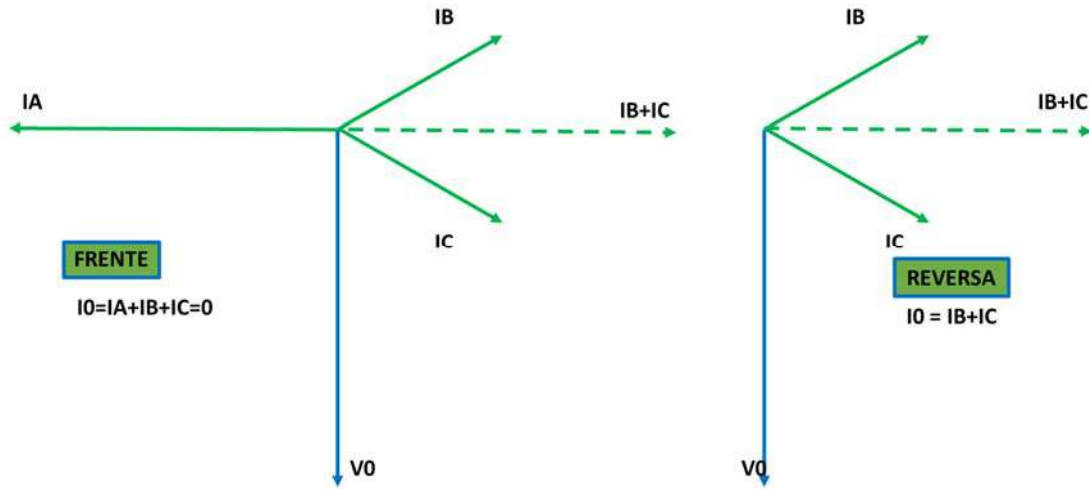


Figura 4. 34 Ilustração dos fasores das fases para faltas à frente e reversa

Partindo do teorema de Fortescue, é possível encontrar as correntes sequenciais, conforme matriz de transformação (4.23)

$$\begin{bmatrix} I_0 \\ I_1 \\ I_2 \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & \alpha & \alpha^2 \\ 1 & \alpha^2 & \alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_A \\ I_B \\ I_C \end{bmatrix} \quad (4.23)$$

Assim, para faltas à frente, considerando a Figura 4. 33, em que não há contribuição da capacitância equivalente do sistema, ou seja, toda corrente de falta é provinda pelas capacitâncias das faltas sãs do próprio alimentador, chega-se às equações 4.24, 4.25, 4.26 e 4.27

$$\begin{bmatrix} I_0 \\ I_1 \\ I_2 \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & \alpha & \alpha^2 \\ 1 & \alpha^2 & \alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sqrt{3} \cdot I \angle 90^\circ \\ I \angle -60^\circ \\ I \angle -120^\circ \end{bmatrix} \quad (4.24)$$

$$I_0 = 0 \quad (4.25)$$

$$I_1 = \frac{1}{3} \cdot (\sqrt{3} \cdot I \angle 90^\circ + \alpha \cdot (I \angle -60^\circ) + \alpha^2 \cdot (I \angle -120^\circ)) = \frac{2 \cdot \sqrt{3} \cdot I \angle 90^\circ}{3} \quad (4.26)$$

$$I_2 = \frac{1}{3} \cdot (\sqrt{3} \cdot I \angle 90^\circ + \alpha^2 \cdot (I \angle -60^\circ) + \alpha \cdot (I \angle -120^\circ)) = \frac{\sqrt{3} \cdot I \angle 90^\circ}{3} \quad (4.27)$$

Assim, para faltas à reversa as equações 4.28, 4.29, 4.30 e 4.31, demonstram a análise:

$$\begin{bmatrix} I_0 \\ I_1 \\ I_2 \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & \alpha & \alpha^2 \\ 1 & \alpha^2 & \alpha \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 \\ I \angle -60^\circ \\ I \angle -120^\circ \end{bmatrix} \quad (4.28)$$

$$I_0 = \frac{1}{3} \cdot (0 + I \angle -60^\circ + I \angle -120^\circ) = \frac{\sqrt{3} \cdot I \angle -90^\circ}{3} \quad (4.29)$$

$$I_1 = \frac{1}{3} \cdot (0 + \alpha \cdot (I \angle -60^\circ) + \alpha^2 \cdot (I \angle -120^\circ)) = \frac{\sqrt{3} \cdot I \angle 90^\circ}{3} \quad (4.30)$$

$$I_2 = \frac{1}{3} \cdot (0 + \alpha^2 \cdot (I \angle -60^\circ) + \alpha \cdot (I \angle -120^\circ)) = 0 \quad (4.31)$$

Portanto, é possível observar que para a componente de corrente de sequência negativa, percebe-se que ocorre um comportamento bastante peculiar, ou seja, se para faltas à frente o valor multiplicado por três é exatamente o valor de corrente que passa na fase em falta, para faltas à reversa ocorre exatamente o mesmo, pois como não há contribuição da capacitância da fase em situação em falta não há corrente de contribuição. Desta forma é possível perceber que a presença da componente de corrente de sequência negativa pode ser usada como forma de detecção para faltas fase-terra para o sentido à frente.

Se ainda houver uma corrente da componente de sequência zero, se trata exclusivamente provindas das contribuições das capacitâncias do sistema. Esta observação pode ser de grande utilidade quando houver a situação em que não há a possibilidade da utilização de medição de tensão para as grandezas de polarização, assim pode-se utilizar destas conclusões teóricas para uma correta atuação direcional apenas utilizando as medições dos transformadores de corrente.

IV.2.4.1- ANÁLISE DE SENSIBILIDADE - VARIAÇÃO DA CAPACITÂNCIA DO SISTEMA

A fim de se comprovar tais observações, foi realizada uma simulação considerando as seguintes premissas de equipamentos, conforme Figura 4. 35:

- Fonte Geradora: 13,8 kV, 60Hz;
- Transformador 13,8/32 kV Delta/Estrela;
- Umbilical de potência à montante com distância de 0,001 km (simulando uma distância bastante baixa);
- Umbilical de potência à jusante com distância de 5 km;
- Carga: Considerada uma carga com as características de um motor de 3 MVA, Eficiência de 0,8 e fator de potência de 0,88;
- Tempo de falta à montante, representando uma falta sentido reverso de 0,1 a 0,2 s;
- Tempo de falta à jusante, representando uma falta sentido para frente de 0,3 a 0,4 s;
- Tempo total da simulação de 0,5 s.

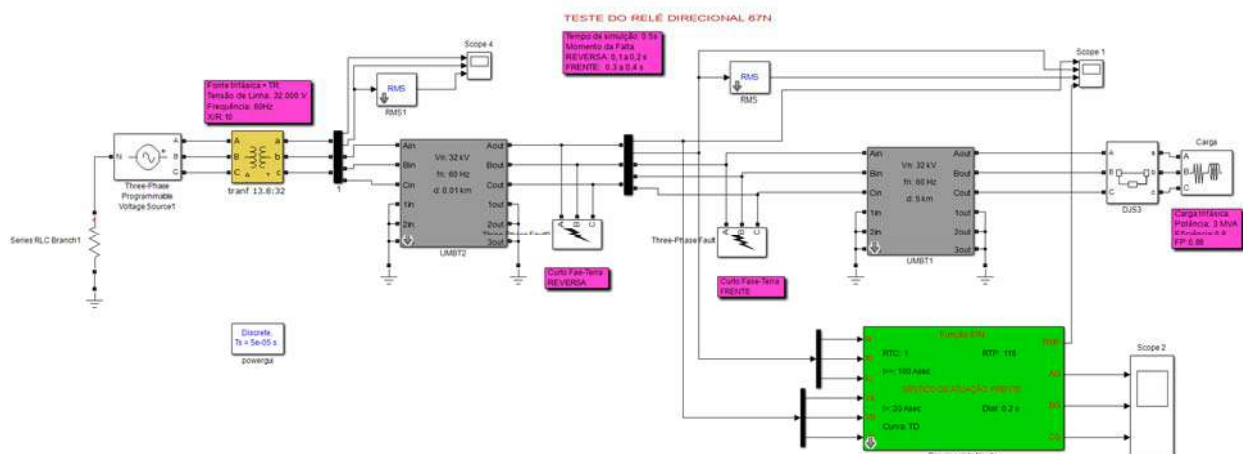


Figura 4. 35 Simulação considerando faltas sentido reverso e para frente

Nesta simulação, conforme Figura 4. 36, percebe-se a comprovação da teoria, primeiramente, para o comportamento das tensões de fase, visto que a tensão da fase a, se anula e as tensões das fases sãs se elevam na proporção de raiz de 3. Outra observação é em relação à magnitude de corrente, pois percebe-se que há um pequeno aumento de corrente no sistema e praticamente a corrente predominante continua sendo a da carga. Nesta simulação também está sendo mostrada a atuação correta do relé, visto que o mesmo estava ajustado para atuação apenas para o sentido para frente.

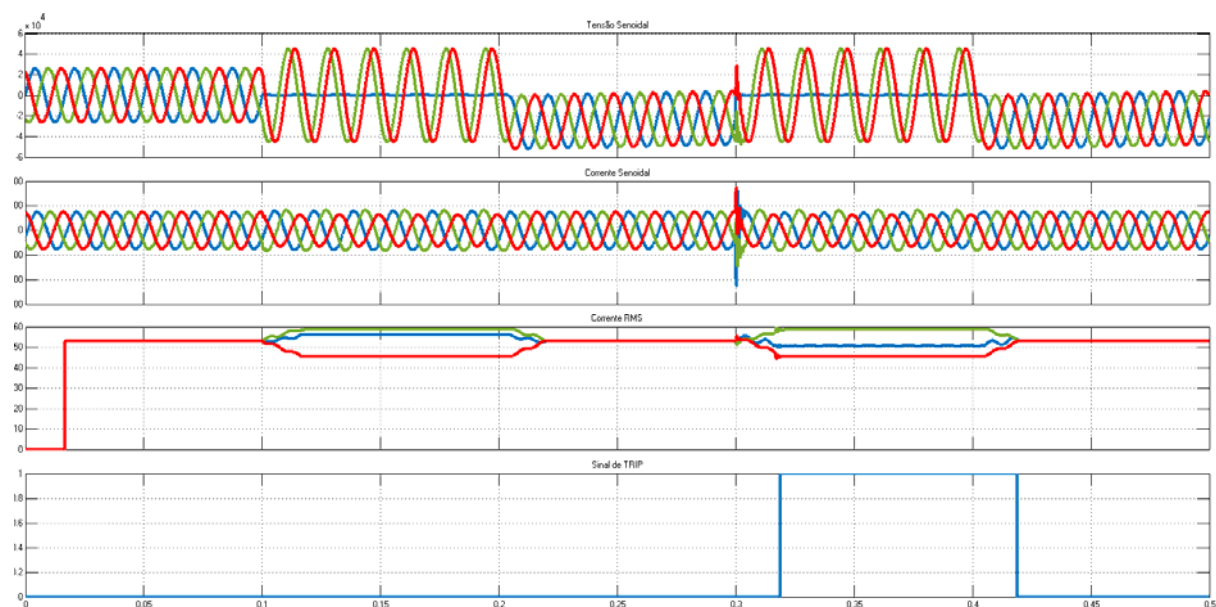


Figura 4. 36 Resultado da simulação para faltas fase-terra sentido reverso e para frente considerando um umbilical à montante com distâncias baixas ou nulas.

Uma análise um pouco mais aprofundada, pode ser realizada se se utiliza uma análise considerando as componentes sequenciais, tanto para tensão, quanto para corrente. Assim, na Figura 4. 37, é apresentado o comportamento, primeiramente das tensões sequenciais. É possível verificar que o comportamento das tensões são exatamente os mesmos para

ambos os sentidos. Isso justifica o uso da proteção de sobretensão de neutro para identificação de uma falta fase-terra em sistemas isolados ou de alto aterramento. É possível observar também os valores inconstantes para os ângulos de tensão de sequência negativa e zero nos momentos em que não há falta, ou seja, nos tempos 0 a 0,1 s e 0,2 a 0,3 s. A justificativa para este comportamento é apenas um erro no cálculo deste ângulo, visto que nestes períodos os módulos de ambas componentes, negativa e zero, são nulas. Assim, este comportamento não afeta o diagnóstico do sentido para as situações de falta, visto que nestes períodos não há falta alguma.

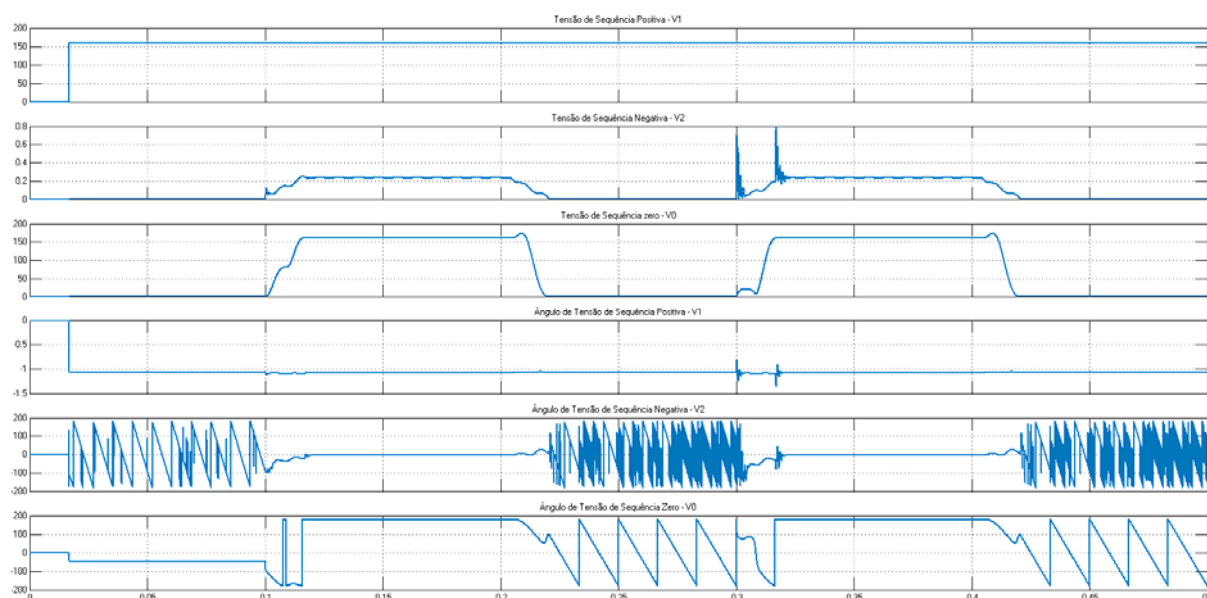


Figura 4. 37 Comportamento dos módulos e ângulos das componentes de tensão sequenciais

Como conclusão para a análise de tensão, percebe-se que a tensão de sequência positiva se mantém constante em módulo e em ângulo para toda a simulação, já as demais sequências têm comportamentos bastante similares. Considerando apenas a tensão de sequência negativa, percebe-se que em relação ao módulo há um valor bastante baixo se comparado às sequências positiva e zero. Outra observação é em relação ao ângulo, pois percebe-se que, no momento de falta, se mantém próximo de 0 graus. Para a tensão de sequência zero, apesar de haver um comportamento similar ao da sequência negativa, é importante observar que a magnitude do módulo é exatamente a mesma da sequência positiva, porém, conforme é visto nos gráficos dos valores do ângulo da tensão de sequência zero, está exatamente no sentido inverso, ou seja, em 180 graus. Assim, é possível concluir que, com base nesta simulação, que a utilização do módulo da tensão de sequência negativa pode trazer um mal funcionamento no algoritmo de proteção direcional do tipo z2, mostrado anteriormente.

Já para uma análise das componentes de sequências considerando agora a grandeza de corrente elétrica, conforme Figura 4. 38, percebe-se, como já previsto, um comportamento

bastante diferente para corrente de sequência negativa e zero tanto para faltas à frente, quanto no sentido reverso.

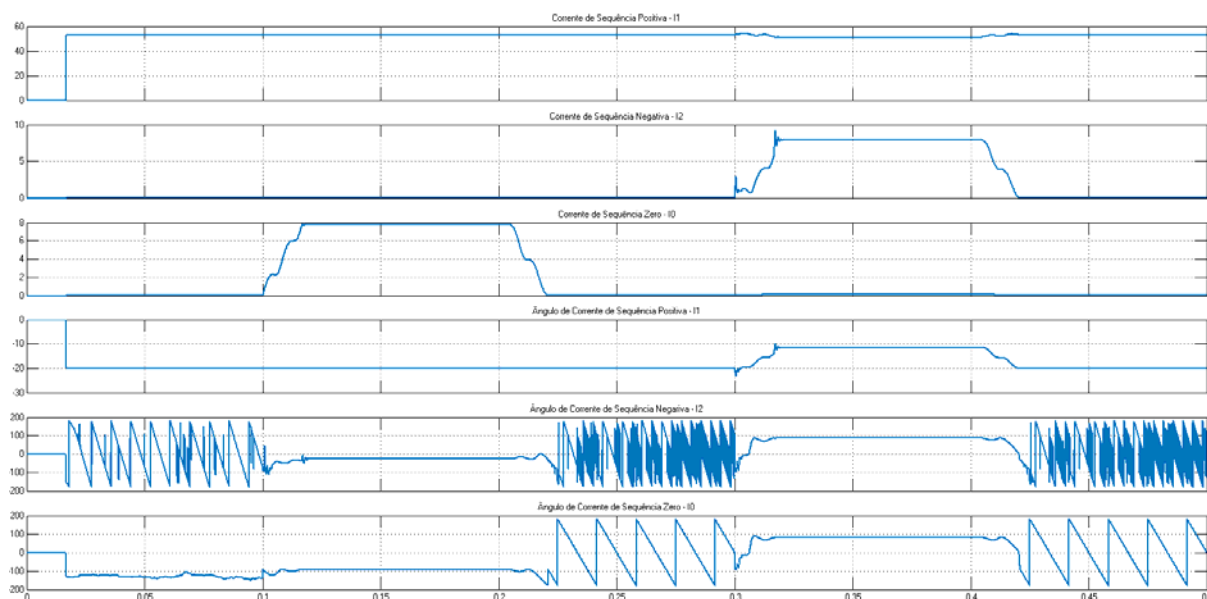


Figura 4. 38 Comportamento dos módulos e ângulos das componentes de corrente sequenciais

Nestes resultados, observa-se exatamente o comportamento antes demonstrado de forma analítica, ou seja, exatamente os valores de magnitudes de corrente sequência negativa e zero se alternam dependendo do sentido da falta. Este comportamento, conforme demonstrado anteriormente, reforça que algoritmos que utilizam apenas a corrente de sequência zero como grandeza de polarização para a função direcional pode vir a apresentar erros de diagnósticos para os casos em que a capacitância à montante seja muito baixa. É possível se observar também que a componente de sequência negativa nos traz exatamente qual é a magnitude de contribuição da falta que passa na fase defeituosa, ou seja, para faltas à frente é exatamente a somatória das contribuições das fases sãs e para faltas no sentido reverso, o valor é zero, visto que não há contribuição deste alimentador considerando esta fase, visto que suas capacitâncias distribuídas foram anuladas pelo curto-circuito.

Para melhor entendimento dos comportamentos das componentes sequenciais de corrente em relação à variação da distância do umbilical à montante, segue na Figura 4. 39, um gráfico que demonstra que para distâncias pequenas já é possível se ter mais segurança no uso da corrente de sequência zero como grandeza de polarização para faltas fase-terra para o sentido à frente.

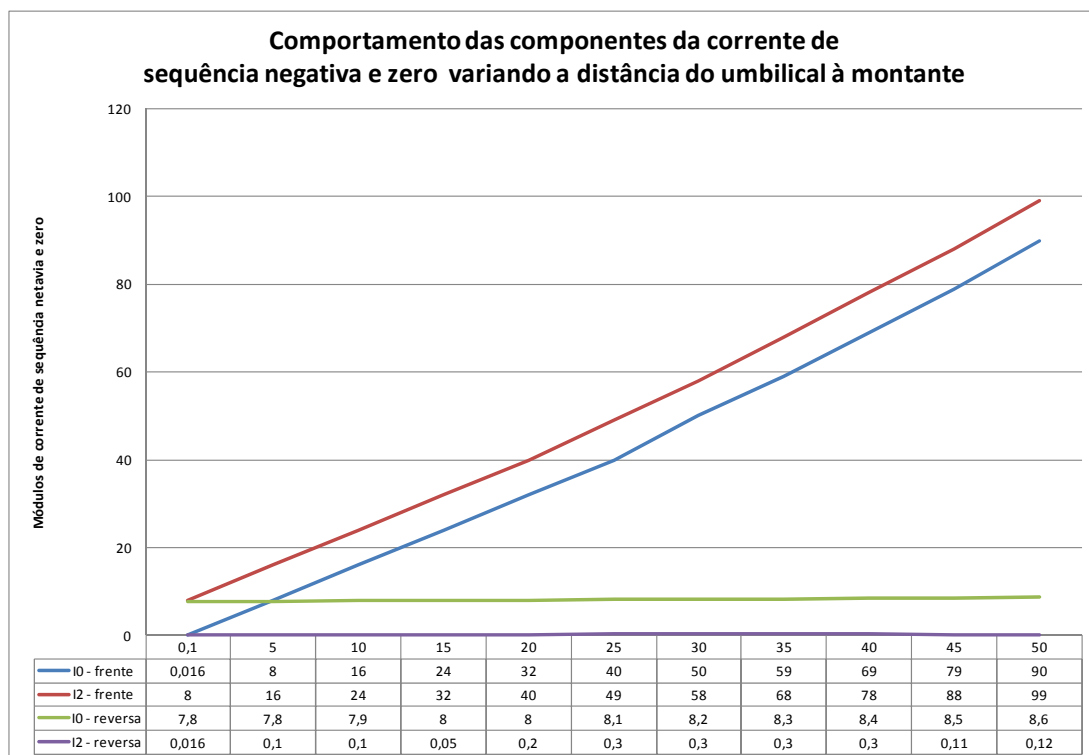


Figura 4. 39 Comportamento das componentes de corrente de sequência negativa e zero para faltas à frente e sentido reverso

É possível verificar a partir deste gráfico de sensibilidade com relação à variação da distância do umbilical à montante, ou seja, variando se desta maneira a capacitância do sistema que irá contribuir para faltas neste sistema.

Desta forma, na medida em que se aumenta tal capacitância do sistema, maior é a contribuição pela corrente de sequência zero e subsequentemente também da sequência negativa. É possível verificar que ambas as sequências aumentam na mesma taxa, mantendo se entre si praticamente a mesma diferença em todos os cenários.

O motivo para esta diferença é exatamente a contribuição do próprio alimentador, ou seja, como já foi demonstrada anteriormente, a corrente de sequência negativa é a corrente de contribuição mensurada na fase defeituosa, enquanto que a componente de sequência zero é somente a contribuição do sistema à montante, assim a diferença entre as duas sequências é exatamente a contribuição das fases sãs do próprio alimentador.

Outro detalhe é que para faltas no sentido reverso a contribuição da componente de sequência zero é constante e da sequência negativa, além de ser constante pode ser considerada nula, ou seja, nesta análise é possível verificar que mesmo aumentando a capacitância do sistema, não há interferência na contribuição para faltas no sentido reverso.

Como último ponto a se observar é que na distância de 5 km, a corrente de sequência zero é a mesma para a situação de falta no sentido para frente e no sentido reverso, ou seja, para a situação de faltas à frente a contribuição do sistema deve realmente ser a

mesma, visto que essa é exatamente a distância do alimentador e esta simulação está utilizando a mesma bitola para ambos umbilicais.

Na Figura 4. 40 e Figura 4. 41, é possível visualizar através do equivalente do circuito de sequência zero para uma falta fase-terra.

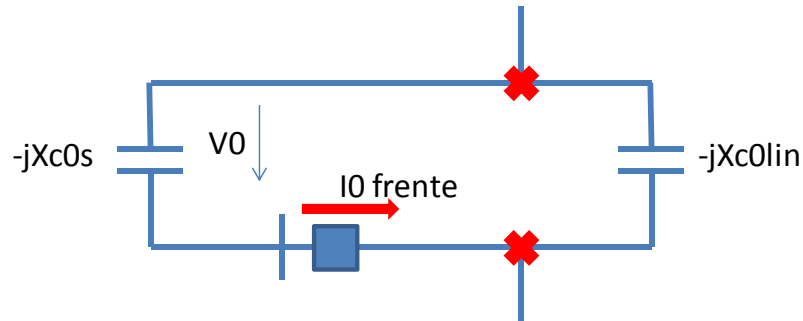


Figura 4. 40 Circuito equivalente de sequência zero para uma falta fase-terra no sentido à frente

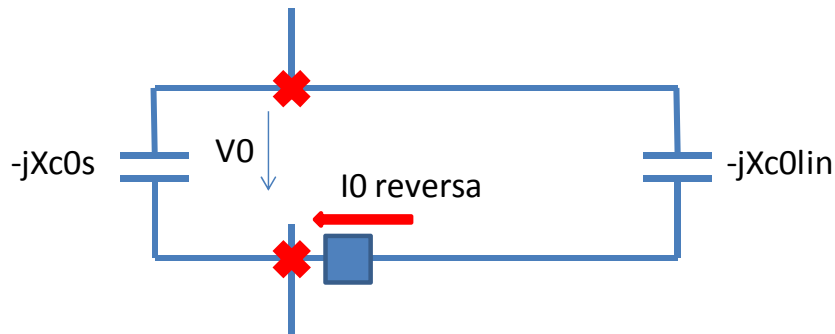


Figura 4. 41 Circuito equivalente de sequência zero para uma falta fase-terra no sentido à reversa

Nesta ilustração está sendo considerado que tanto as impedâncias positiva e negativa foram desconsideradas, visto que as capacitâncias de sequência zero estão em série e, com valor muito maior. Assim, nas equações 4.32 e 4.33, pode-se perceber claramente o motivo para os resultados distintos da componente de sequência zero dependendo do sentido da falta.

Para faltas no sentido à frente, percebe-se que a magnitude depende da reatância capacitiva do sistema:

$$V_0 = -I_0(-jX_{c0s}) \Rightarrow I_0 = -(jX_{c0s}/V_0) \quad (4.32)$$

Para faltas no sentido à reversa, percebe-se que a magnitude depende somente da reatância capacitiva da própria linha protegida, ou seja, como nesta simulação não houve variação, o valor permaneceu constante:

$$V_0 = I_0(-jX_{c0lin}) \Rightarrow I_0 = (jX_{c0lin}/V_0) \quad (4.33)$$

IV.2.4.2- ANÁLISE DE SENSIBILIDADE - VARIAÇÃO DA RESISTÊNCIA DE FALTA

A fim de se verificar o efeito da resistência de falta durante as situações de falta à terra, foi realizado simulações considerando uma variação de 0,01 até 10.000 Ohms tanto para o sentido à frente, quanto no sentido reverso.

O propósito desta análise é verificar o comportamento dos algoritmos da proteção direcional, visto que há uma diminuição drástica nas magnitudes das componentes de sequência zero e negativa. É importante frisar que esta diminuição se dá já numa situação em que mesmo sem resistência de falta os valores para faltas já são de baixa magnitude.

Desta forma, segue na Figura 4. 42, os gráficos das correntes, tensões e sinal de *TRIP* destas simulações.

É possível, primeiramente, verificar aos baixos valores para as faltas no sentido reverso para a grandeza da corrente. Ao primeiro olhar é praticamente despercebida qualquer situação de falta, mesmo para uma falta com resistência de falta nula. Já para as grandezas de tensão é possível diagnosticar que há o mesmo comportamento independente do sentido da falta.

Já para as faltas no sentido à frente, o comportamento é bem distinto, ou seja, na medida em que os valores de falta são baixos, há uma contribuição do sistema de grande magnitude, porém, na medida em que estas resistências tem seu valor aumentado, consequentemente, os valores de falta são menores, a tal ponto que passam a ser praticamente nulos.

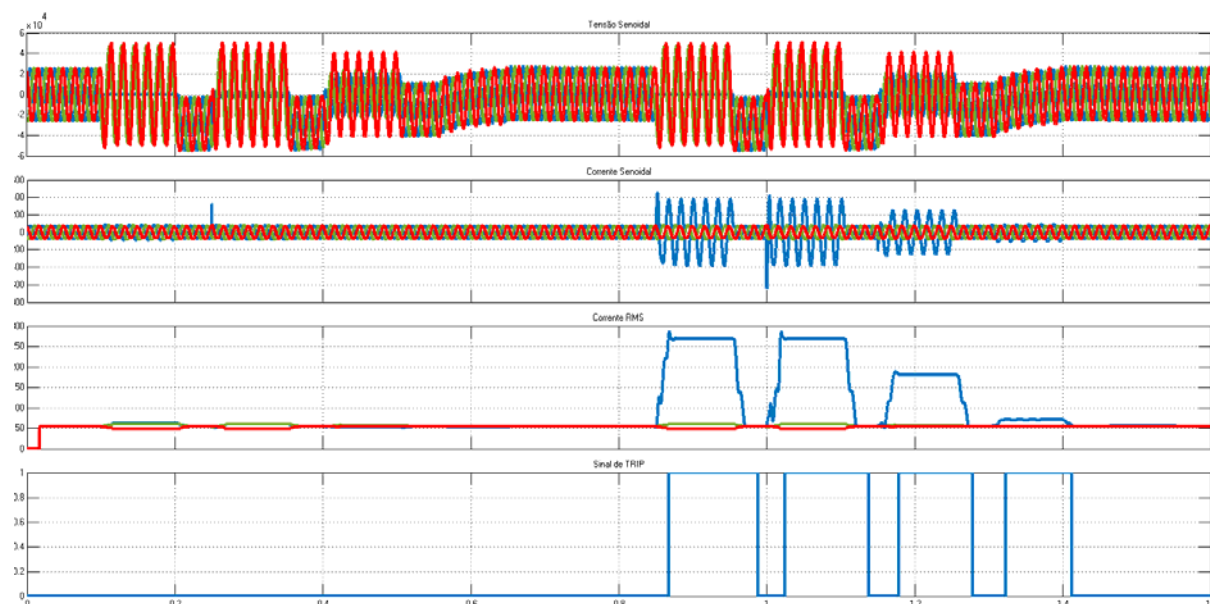


Figura 4. 42 Comportamento das grandezas de tensão e corrente, além do sinal de *TRIP* da função de proteção direcional.

Já na Figura 4. 43, é possível verificar o comportamento das componentes de sequência da grandeza de corrente. Como destaque destes gráficos, é facilmente identificado que as contribuições para faltas no sentido reverso são muito menores do que para as faltas no

sentido à frente. Como já foi demonstrado anteriormente, este comportamento é devido a que para faltas no sentido reverso as contribuições são somente do próprio alimentador e como este é dez vezes menor que o cabo à montante é previsível este comportamento. A informação de grande valia é na realidade o comportamento angular desta grandeza. Percebe-se que há uma diferença notória para faltas em diferentes sentidos, sendo que este comportamento é aproveitado para a correta percepção da função direcional.

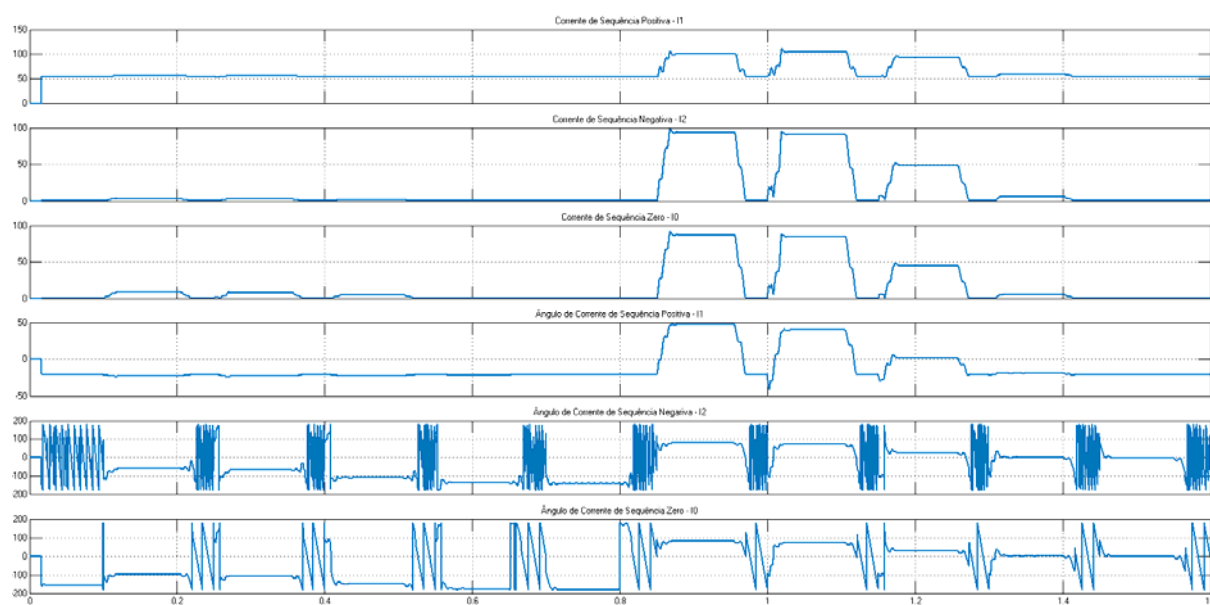


Figura 4. 43 Comportamento das componentes de seqüências de corrente para faltas à terra com variação de resistência de falta

Já na Figura 4. 44, é apresentado o comportamento das componentes de seqüência de tensões em que o grande destaque é a confirmação de que independentemente do sentido de falta, o resultado é o mesmo, se valendo logicamente da alteração para cada valor de resistência de falta. Assim, é comprovado que realmente a utilização da grandeza de tensão como grandeza de polarização para a função direcional é estrategicamente adequada.

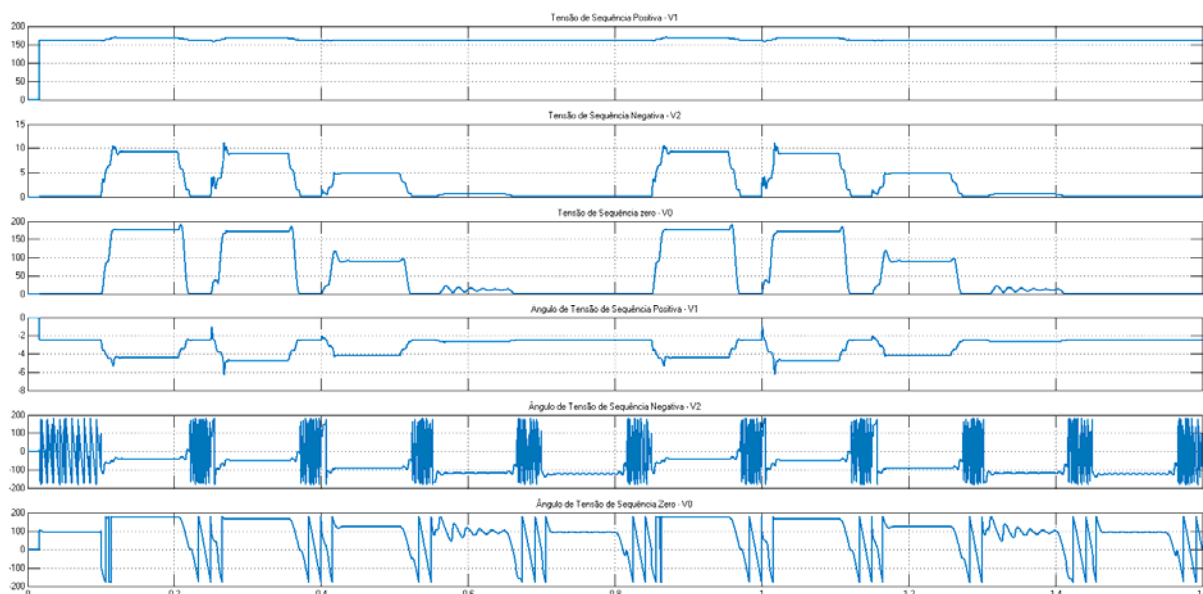


Figura 4. 44 Comportamento das componentes de seqüências de tensão para faltas à terra com variação de resistência de falta.

A fim de se destacar melhor o comportamento das grandezas principalmente das seqüências zero e negativa, é apresentado a Figura 4. 45, referente à variação da grandeza dos valores de tensão.

Neste gráfico é analisada a grande diferença entre as magnitudes de tensão de seqüência zero e negativa. Este comportamento demonstra claramente que a utilização da grandeza da tensão de seqüência zero tem grande valia, pois apresenta um alto valor em relação à seqüência negativa.

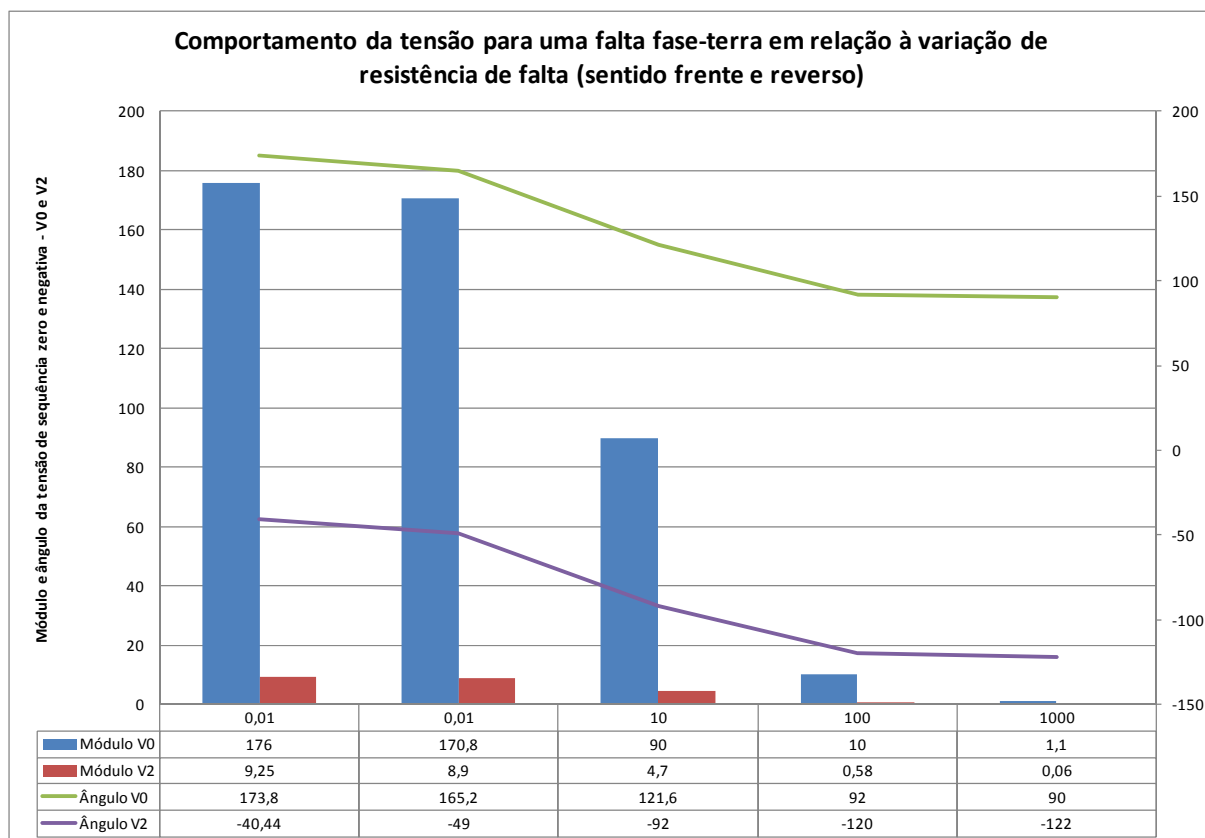


Figura 4. 45 Gráfico do comportamento dos módulos e ângulos das componentes de sequência zero e negativa de tensão considerando uma falta à terra com resistência de falta variáveis

Esta mesma análise é realizada para as grandezas das componentes sequenciais de corrente. É observado que o comportamento da componente de sequência negativa varia drasticamente dependendo do sentido da falta, pois se no caso de faltas à frente esta componente tem valores superiores que a componente de sequência zero, para faltas no sentido reverso, além de ambas as sequências apresentarem valores de magnitudes baixas, a sequência negativa se sobressai no sentido de que realmente o uso desta grandeza para este sentido de falta pode ser considerado como risco, pois mesmo para as situações com resistência de falta nulo, a magnitude é extremamente baixa. Estas observações podem ser resumidas nos gráficos da Figura 4. 46 e Figura 4. 47.

Uma observação para esta simulação de falta à terra entre as fase a e terra, é percebido que os ângulos de ambas as sequências caminham juntos.

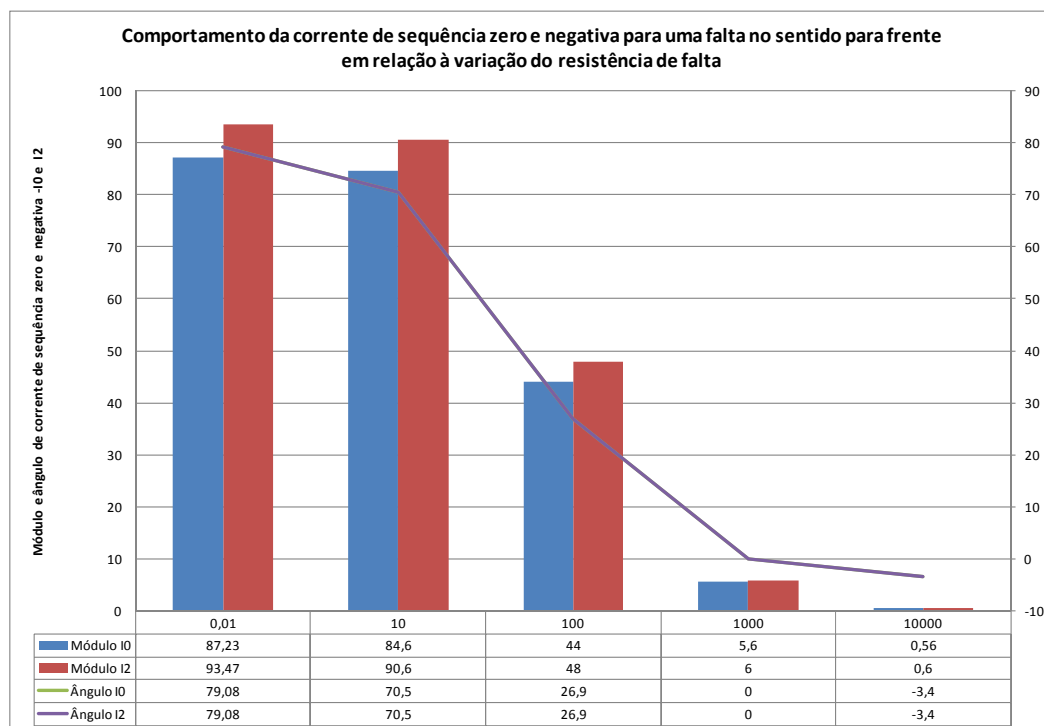


Figura 4. 46 Gráfico do comportamento dos módulos e ângulos das componentes de sequência zero e negativa de corrente considerando uma falta à terra à frente com resistência de falta variáveis

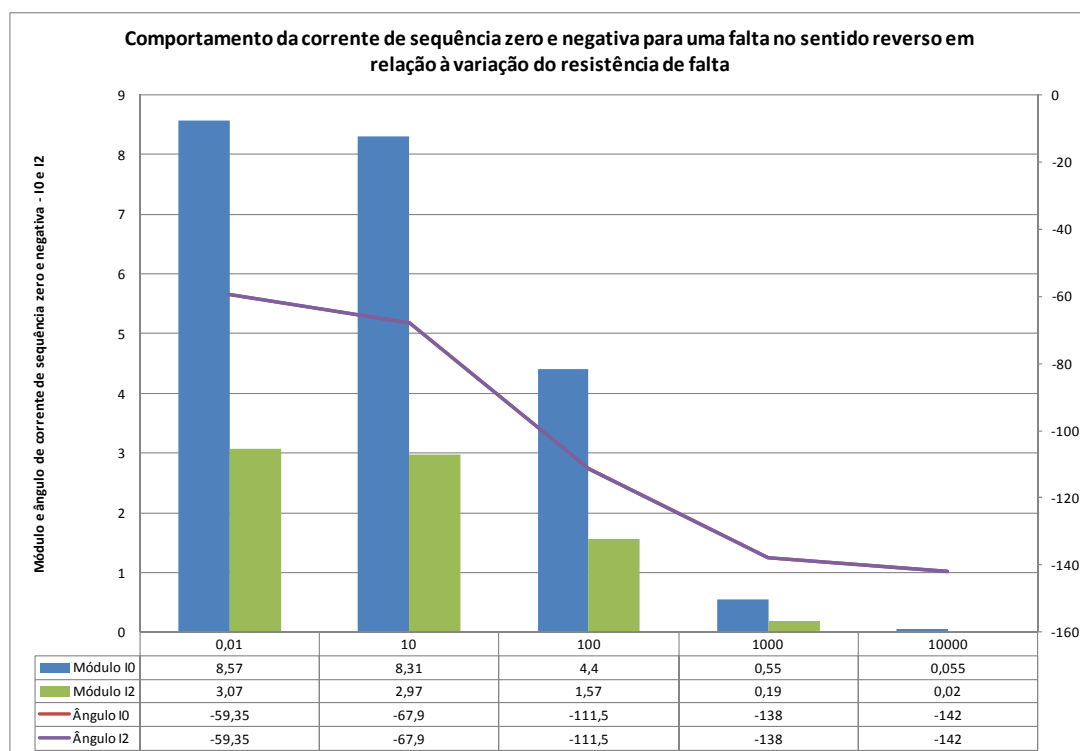


Figura 4. 47 Gráfico do comportamento dos módulos e ângulos das componentes de sequência zero e negativa de corrente considerando uma falta à terra à reversa com resistência de falta variáveis

Assim, analisando de forma fasorial é comprovado que mesmo para as faltas envolvendo resistências de faltas resistivas de alto valor a defasagem angular entre as grandezas de

tensão e corrente de sequência zero se mantém praticamente constante, conforme é apresentado na Figura 4. 48 e Tabela 4. 5. O mesmo comportamento constante se repete entre as correntes de sequência zero no sentido para frente e no sentido reverso

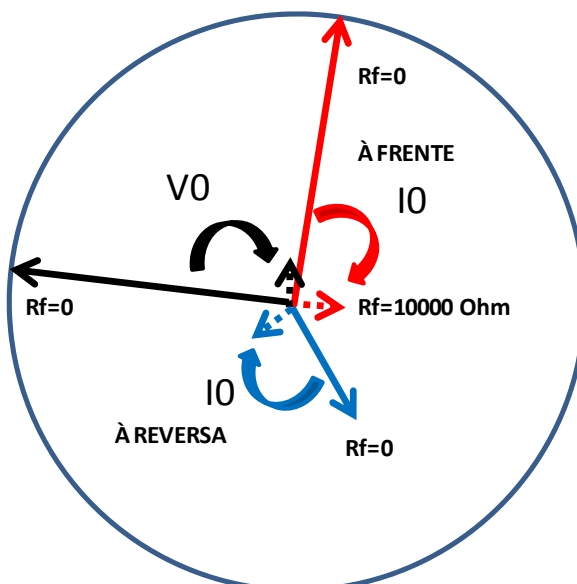


Figura 4. 48 Diagrama fasorial das componentes de sequência zero para faltas à terra no sentido à frente e reverso para uma situação inicial de resistência de falta nulo até 10 kOhm

Rel.	Sent	Diferença angular				
V0-I0	Fren	94,7	94,7	94,7	92	93,4
V0-I0	Rev	233,15	233,1	233,1	230	232
I0f-I0r	----	-138,4	-138,4	-138,4	-138	-138,6
Rfalta(Ohm)		0,01	10	100	1000	10000

Tabela 4. 5 Resumo das relações angulares

IV.2.4.3- ANÁLISE DE SENSIBILIDADE - DESEQUILÍBRIO SEM FALTA

O propósito deste tópico é verificar qual o comportamento das componentes de sequência de corrente para as situações em que haja um desequilíbrio na rede por qualquer motivo. A intenção principal desta análise é verificar se há alguma possibilidade da atuação da função de sobrecorrente de neutro direcional que na realidade teria sido ajustada para a situação de curto-circuito fase-terra em sistemas isolados. Se houver qualquer possibilidade de atuação indevida é necessário encontrar formas de aprimorar o modelo deste relé para que não haja atuação indevida devido ao desequilíbrio no sistema. É importante frisar que o desequilíbrio em si não é também desejado, porém a análise realizada neste tópico está centrada na correta modelagem do direcional de neutro.

Para esta abordagem, foram considerados cinco casos de desequilíbrio no sistema, considerando o acréscimo de tensão de sequência negativa em uma porcentagem de 0,1, 0,2, 0,3, 0,4 e 0,5 em relação à tensão de sequência positiva. Assim, desta maneira, não há

acréscimo algum na tensão de sequência zero e, assim, não há contribuição de corrente de sequência zero. Só por este fato, já é possível concluir que não haverá atuação do relé direcional, visto que há um intertravamento lógico para os casos em que não há valores significativos para tensões de sequência zero, além de que a função de sobrecorrente de neutro também não haverá atuação, visto que em casos de desequilíbrio em sistemas isolados não há circulação de neutro.

Na Figura 4. 49, é apresentado o comportamento da componente de sequência negativa em relação à variação da relação de desequilíbrio entre a tensão de sequência negativa e zero. É possível verificar que na medida que o desequilíbrio aumenta, a corrente de sequência negativa também aumenta de forma proporcional, porém o ângulo do fasor se mantém constante.

Assim, para as situações em que há uma contribuição muito pequena de corrente de sequência zero para faltas à terra à frente, como é possível de ocorrer, principalmente para os casos em que a capacitância de sequência zero do sistema à montante seja muito baixa, é proposto, neste trabalho, uma abordagem conjunta para que o cálculo dos algoritmos de potência de sequência zero, impedância de sequência zero e também de sequência negativa, a substituição da corrente de sequência zero pela componente negativa e, para faltas no sentido reverso, o oposto. É importante frisar que nesta estratégia os ângulos de cada componente não são substituídos, pois são exatamente eles que determinam o sentido da falta.

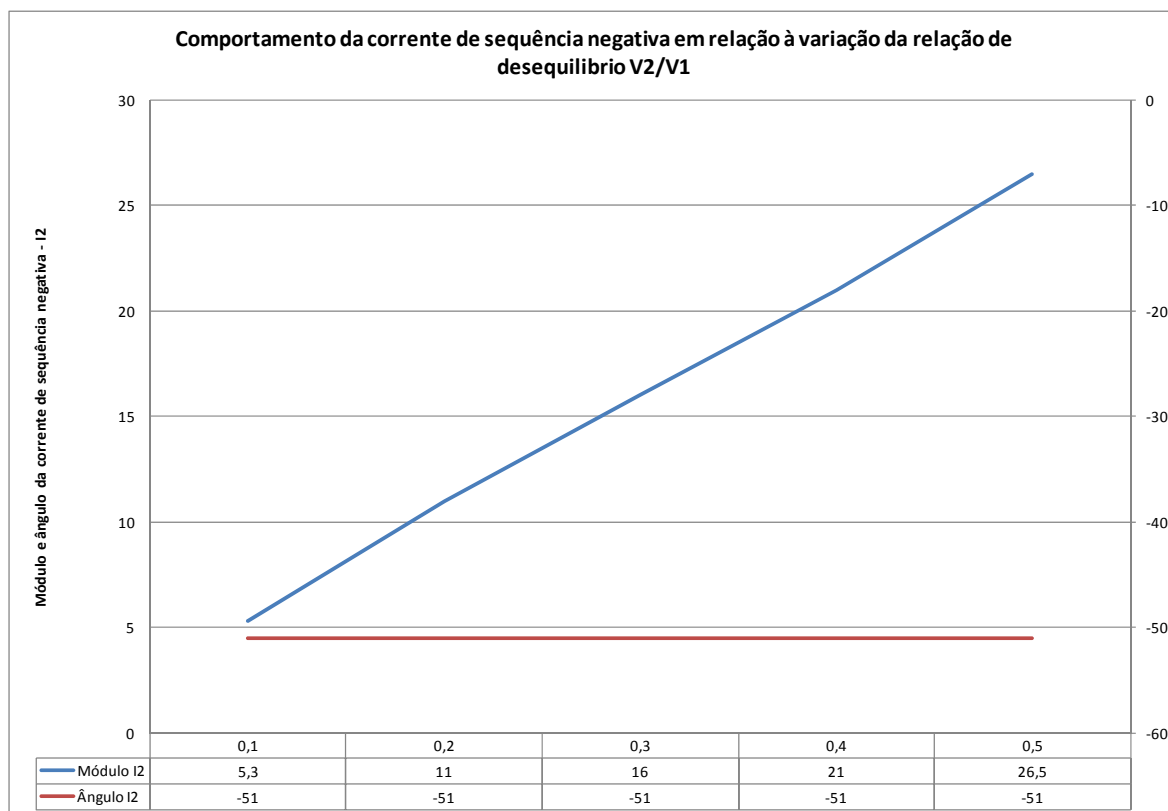


Figura 4. 49 Gráfico de corrente de sequência negativa considerando uma variação do desequilíbrio no sistema

IV.2.5 MODELO DO RELÉ DIRECIONAL DE NEUTRO - CASOS ESPECIAIS

IV.2.5.1 MODELO DO RELÉ DIRECIONAL DE NEUTRO – UTILIZAÇÃO TENSÃO REMOTA

Em cenários de sistema elétrico de distribuição submarina pode haver alguns empecilhos que devem ser levados em consideração. Devido aos desafios inerentes para instalações, utilizando embarcações *offshore*, de equipamento submarino e também devido à possibilidade de manutenção do tipo preventiva ou preditiva, é necessário que haja possibilidade de haver redundâncias para que a confiabilidade seja tolerável e aceita para os projetos que envolvam equipamentos submarinos. Para os casos dos modelos de proteção propostos até o momento foi considerado situações de modelagem que poderiam ser utilizados em qualquer sistema elétrico encontrados em qualquer sistema industrial, porém no caso de sistemas elétricos submarinos, uma abordagem no sentido da utilização de relés de proteção direcionais sem o uso de transformadores de potencial pode ser de grande benefício, pois em caso de falha dos TPs ainda haveria alguma metodologia de direcionalidade para faltas à terra.

Esta possibilidade não seria somente pelo fato de que talvez não haja este equipamento disponível no mercado para aplicações submarinas, nem pelo fato de que para que seja

instalado, talvez fossem necessárias conexões que possam reduzir a confiabilidade do equipamento em um ambiente submarino. Esta alternativa deve ser levantada, pois mesmo que haja o uso deste equipamento em um arranjo submarino, o sistema elétrico de potência poderia continuar a ter seu funcionamento em operação normal mesmo que houvesse uma falha na medição de tensão.

Assim, é proposto neste trabalho, uma abordagem de uso das informações das medições remotas de tensão diretamente dos TPs da plataforma. Desta forma, via comunicação por fibra ótica, por exemplo, é possível enviar a informação de módulo e ângulos aos relés instalados no ambiente submarino, desta forma seria possível realizar o cálculo de direcionalidade em caso de faltas à terra normalmente. Esta abordagem se baseia nas análises realizadas anteriormente em que as características de módulos e ângulos das tensões durante as faltas fase-terra em um sistema isolado são praticamente as mesmas em todas as barras do sistema. Assim, é possível se valer somente das leituras remota destas informações para a correta comparação das grandezas de operação, que seriam as correntes locais, com estas novas grandezas virtuais de polarização, ou seja, as tensões de sequência, conforme Figura 4. 50.

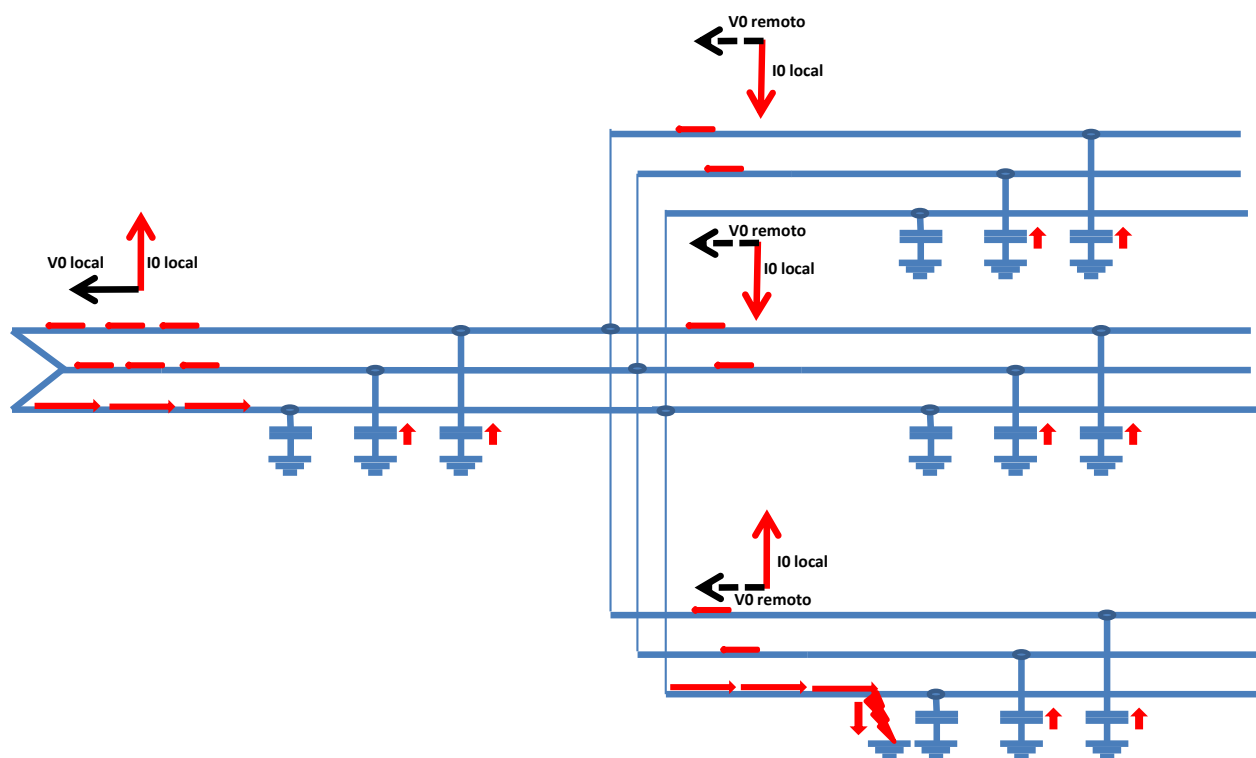


Figura 4. 50 Ilustração para uma situação de falta fase-terra em que se utiliza da grandeza de polarização remota V_0 da plataforma para o cálculo de direcionalidade para os alimentadores

Assim, é proposto no modelo de proteção direcional de neutro para faltas em sistemas isolados, uma opção para o usuário a possibilidade desta aplicação, conforme Figura 4. 51.

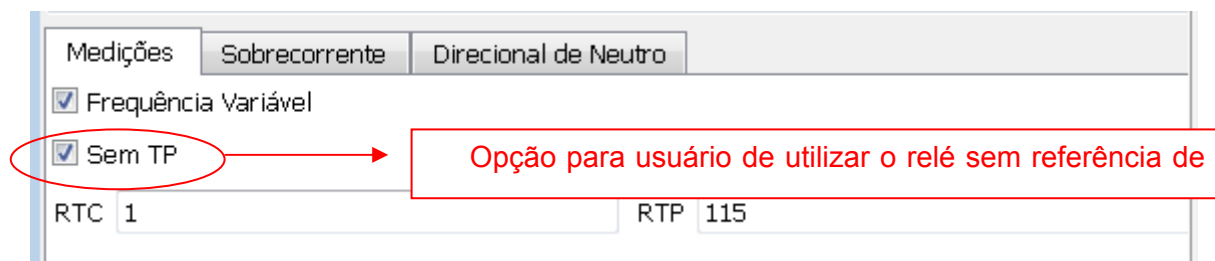


Figura 4. 51 Opção na janela do relé direcional de neutro para utilização de tensão remota

Uma vez optado por esta funcionalidade, o próprio modelo do relé utilizará as informações de tensão do relé à montante, ou seja, o equipamento de proteção na plataforma. É possível que todos os relés localizados no mesmo painel utilizem desta funcionalidade, uma vez que pode ser utilizada uma eletrônica tanto para receber esta informação, quanto para transmitir e distribuir para os devidos relés e, assim, estes, a partir de lógicas internas, pode permitir o uso ou não desta funcionalidade. Não é foco deste trabalho adentrar no detalhamento desta transmissão de sinal, mas sim mostrar que baseado na teoria e simulações há a correta atuação em relação a direcionalidade dos relés para faltas fase-terra em sistemas isolados, segue apenas um exemplo do correto funcionamento utilizando como exemplo a funcionalidade da função de direcionalidade da potência ativa de sequência zero na Figura 4. 52.

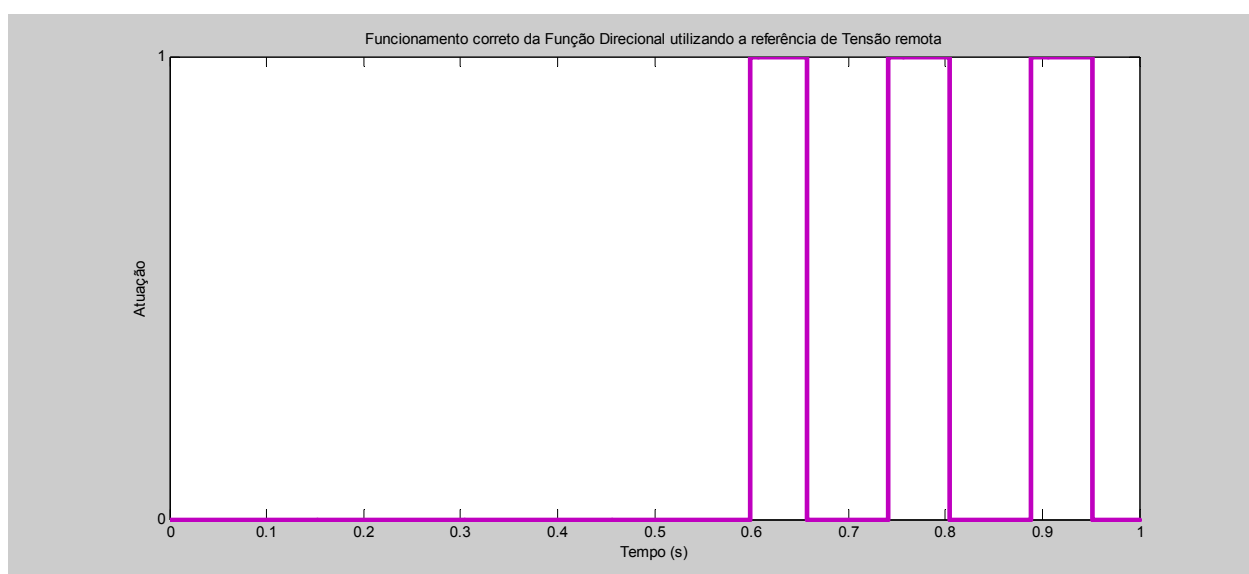


Figura 4. 52 Atuação da direcionalidade pela função de potência de sequência zero como exemplo utilizando a tensão remota da UEP

É importante lembrar que há um ônus nesta funcionalidade que é em relação ao tempo de processamento maior devido o aumento do tempo destinado à transmissão da leitura remota de tensão da plataforma aos alimentadores submarinos. Este ponto poderia ser bastante maléfico, caso a corrente de falta fase-terra fosse elevada ao ponto de danificar os equipamentos ao longo do tempo, porém como já foi mostrado anteriormente, a contribuição de corrente não é tão elevada a tal ponto de danificar qualquer equipamento. Outro ponto é

que durante este tempo de falta a tensão nas fases sãs seriam elevadas para a magnitude de tensão de linha, o que poderia causar algum dano, caso os equipamentos não estivessem dimensionados para operar sob falta, o que também não é o caso, visto que qualquer equipamento instalado em um sistema isolado deve estar preparado para estas características de tensão. Desta forma, este aumento no tempo de identificação da correta direcionalidade não afeta o desempenho para a correta atuação deste relé direcional de neutro, pois mantém-se as lógicas, alterando apenas a origem da leitura da grandeza de tensão.

IV.2.5.2 MODELO DO RELÉ DIRECIONAL DE NEUTRO – SEM LEITURA DE TENSÃO

Outra análise para se atentar, seria para a situação em que se faz o uso da metodologia anterior de leitura remota de tensão da plataforma e ainda ocorre alguma falha na comunicação, impossibilitando desta forma qualquer uso de leitura de tensão para que se pudesse realizar a correta decisão do sentido de falta.

Neste caso é proposto para este trabalho mais um algoritmo de direcionalidade, porém para casos em que não haja a necessidade de medição de tensão alguma. Este método se baseia na utilização apenas das correntes de sequências e de fases, além das comparações de ângulos em cada momento.

Para esta análise é necessário antes a compreensão do comportamento das correntes para as situações de faltas monofásicas especificamente para um sistema isolado. Primeiramente, é importante observar os valores dos módulos e ângulos para faltas nos sentidos à frente e reverso.

Nesta análise, partindo de uma falta da fase ‘a’ para terra, e realizando medições de módulos e ângulos desta mesma fase, obtêm-se comportamentos totalmente distintos. Esta observação parece bastante previsível, uma vez que esta é exatamente a fase em falta. E, conforme equação 4.34, 4.35 e 4.36, para faltas em que o sentido é à frente e sem carga, percebe-se que o valor nesta fase é exatamente o valor de falta e, conforme análises de sensibilidades, também é sabido que sua magnitude é a somatória das sequências, em que a corrente de sequência zero de falta depende quase que inteiramente da capacitância do sistema à montante e a corrente de sequência negativa representa quase que inteiramente o valor de corrente de falta do sistema, ou seja, sempre apresenta o mesmo valor da fase em falta em módulo e ângulo.

$$I_a = -[(I_b + I_c)_{alimentador} + (I_b + I_c)_{sistema}] = -I_{falta} \quad (4.34)$$

Como a falta foi exatamente na fase ‘a’, toda a contribuição das correntes capacitivas das fases sãs se somam no ponto de fechamento da estrela na fonte e resulta no valor total de falta a ser percorrida pela fase ‘a’ até o ponto de falta.

$$I_0 = I_a + I_b + I_c \Rightarrow I_a - (I_b + I_c) = I_{0 \text{ sistema}} \quad (4.35)$$

Este resultado é válido somente para os casos em que a capacitância do sistema é grande o suficiente para que haja leitura de I_0 , porém para capacitâncias do sistema muito baixo I_a será exatamente o resultado da somatória vetorial de $I_b + I_c$, ou seja, $I_{0 \text{ sistema}} = 0$.

$$I_2 = I_a \quad (4.36)$$

Este resultado é para os casos em que não há cargas envolvidas e ainda as indutâncias e resistências do sistema foram praticamente anuladas, assim, a partir do Teorema de Forstecue chega-se que I_2 representa exatamente a corrente de falta para uma falta monofásica à frente.

Já para faltas no sentido reverso, o valor desta fase tende a ser nulo, pois não há contribuição por esta fase no alimentador, devido ao fato de que a capacitância desta fase estar curto-circuitada pelo ponto de falta.

Assim, as equações 4.37, 4.38, 4.39 e 4.40 apresentam o entendimento:

$$I_a = 0 \quad (4.37)$$

Já para as correntes das fases 'b' e 'c', as contribuições capacitivas são as mesmas se comparadas para o sentido à frente, ou seja, não há alteração nenhuma independente do sentido da falta. O sentido de corrente capacitiva das fases sãs não se altera independente do sentido da falta.

$$(I_b + I_c)_{\text{FRENTE}} = (I_b + I_c)_{\text{REVERSO}} \quad (4.38)$$

Já as magnitudes de I_0 e I_2 se alteram drasticamente com o sentido das faltas.

$$I_0 = I_a + I_b + I_c \Rightarrow 0 + (I_b + I_c) = I_{0 \text{ alimentador}} \quad (4.39)$$

Este resultado é sempre válido, ou seja, não depende da capacitância do sistema, pois é inteiramente resultado da capacitância do próprio alimentador.

Já a corrente de sequência negativa é praticamente zero, pois conforme explicitado anteriormente tem como característica principal representar a magnitude e ângulo da corrente em falta, ou seja, se a falta à terra é na fase 'a' no sentido reverso, então não haverá contribuição por esta fase, assim a corrente de sequência será também nula.

$$I_2 = I_a \quad (4.40)$$

Desta forma, é possível, a partir da leitura de corrente realizar um cálculo somente das fases sãs, pois estas não se alteram independentemente do sentido de falta e, assim, comparar o ângulo deste resultado com o ângulo de corrente de sequência zero, caso o sistema à montante seja grande o suficiente para permitir tal leitura, senão pode-se utilizar o ângulo de corrente de sequência negativa. A única preocupação para o uso da corrente de sequência negativa é que ela também pode vir a surgir para uma situação de desequilíbrio, assim deve-se levar em conta a característica da carga para que o ângulo em situação

nominal seja exatamente o mesmo para uma situação de falta. É importante frisar que para os sistemas elétricos submarinos tal situação seria bastante fora do comum, visto que primeiro não há cargas desequilibradas e segundo, as cargas são indutivas entrando em contraste com a corrente de curto capacitivas.

Assim, o diagnóstico utilizando apenas as leituras de corrente seria da seguinte forma:

- Comparar o ângulo de I_0 separadamente com o ângulo resultante das somatórias das fases são $\sum(I_a + I_b)$, $\sum(I_b + I_c)$ e $\sum(I_a + I_c)$;
- Caso I_0 seja maior que alguma destas somatórias é um sinal claro de falta-terra à frente, apesar disso não está sendo utilizado esta premissa no algoritmo desta função de direcionalidade,
- Assim, caso o ângulo de I_0 respeite a condição de ser menor que ângulo da \sum fases são somados a um ângulo α , previamente ajustado, e ainda que seja maior que ângulo de \sum fases são subtraído de um ângulo β , é enviado a habilitação de sinal para o *TRIP* para faltas à frente;
- Porém, ainda foi implementado neste modelo um ajuste adicional para evitar erros para as situações em que houvesse a necessidade de haver uma margem grande entre os ângulos α e β . Esta margem se faz necessário, devido as situações de faltas à terra envolvendo resistência de falta. Este ajuste se baseia na comparação angular entre a fase em falta em relação ao ângulo resultante da somatória vetorial das fases são;
- Caso haja a validação das duas condições, ou seja, comparação angular de corrente de sequência zero e a corrente em falta, ambas em comparação da margem estipulada pelos ângulos α e β da resultante da somatória vetorial das fases são, então é permitido a atuação do relé, caso antes haja sido habilitado o *pickup* da sobrecorrente de neutro.

Na Figura 4. 53, é apresentado um diagrama fasorial para uma falta entre a fase 'a' e o terra em uma situação sem carga e com resistência de falta nula.

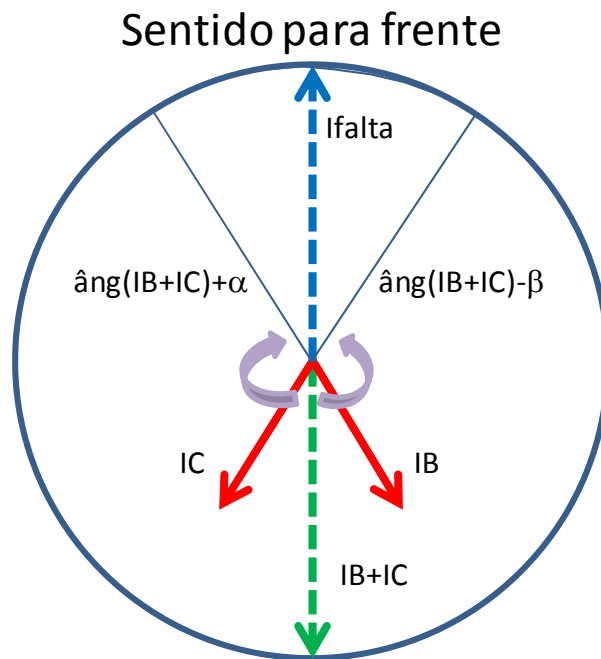


Figura 4. 53 Digrama fasorial para o uso de grandeza virtual de polarização baseada na somatória das correntes das fases sãs

A implementação deste algoritmo de direcionalidade considerando apenas os valores da grandeza de corrente no *Simulink* está na Figura 4. 54,

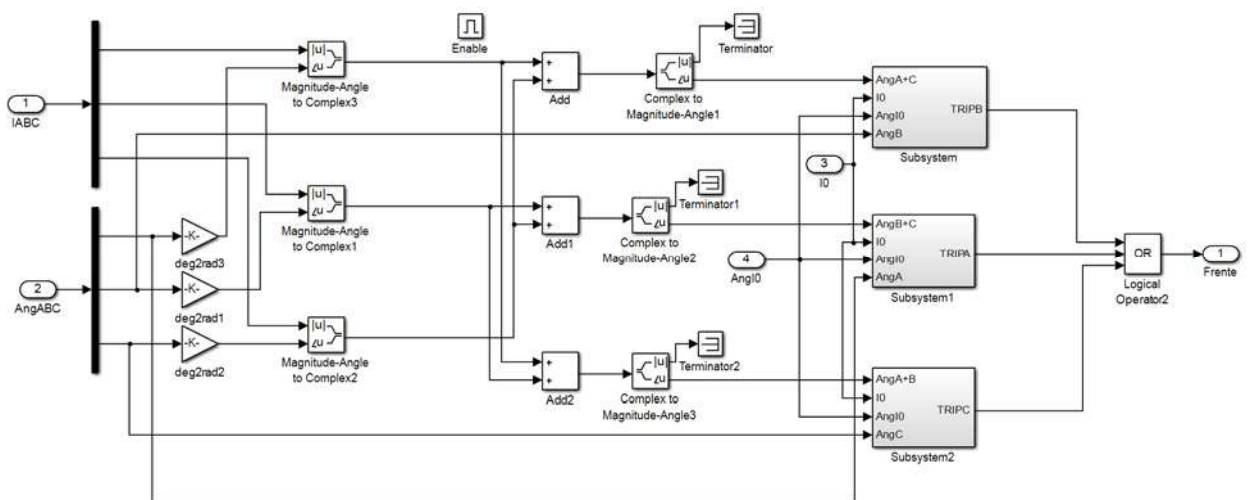


Figura 4. 54 Implementação do algoritmo de direcionalidade sem TP pelo software Simulink
Detalhe da somatória vetorial das fases sãs

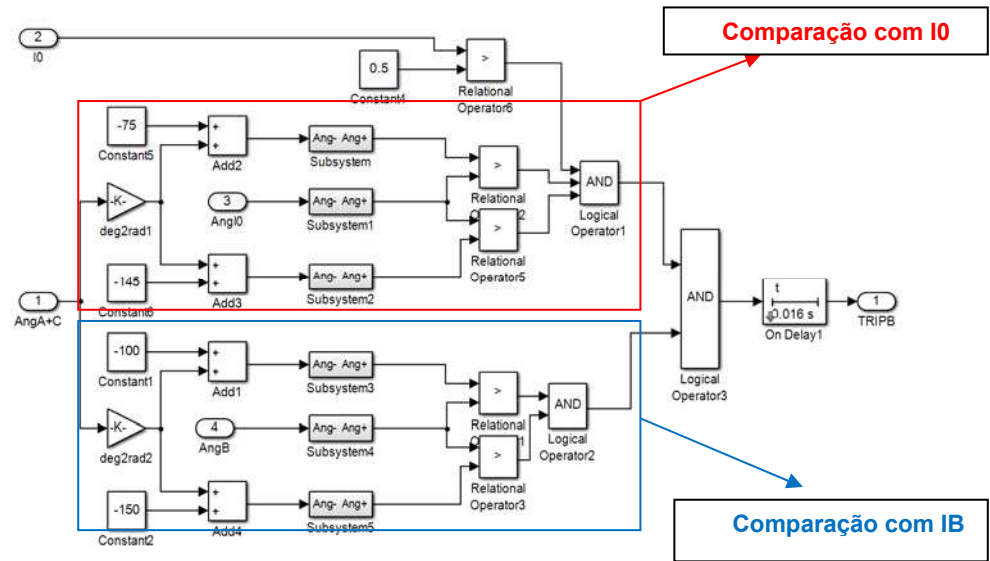


Figura 4. 55 Implementação do algoritmo de direcionalidade sem TP pelo software Simulink

Detalhe comparação angular com a corrente de sequência zero e corrente em falta

É importante frisar que os ângulos de ajustes α e β é necessário conhecer qual a característica da carga, se é indutiva ou capacitiva, distância dos umbilicais de todo o sistema e qual será a resistência de falta envolvida. A partir daí, após as simulações de falta e levantamento de todas as informações dos ângulos das fases para as situações de faltas em ambos os sentidos é possível realizar a correta parametrização.

Desta maneira, para validação desta funcionalidade, foi realizado uma simulação considerando faltas fase-terra em ambos os sentidos, considerando as três fases em sequência, além de adicionar 100 Ohm de resistência de falta, conforme mostrado na Figura 4. 56.

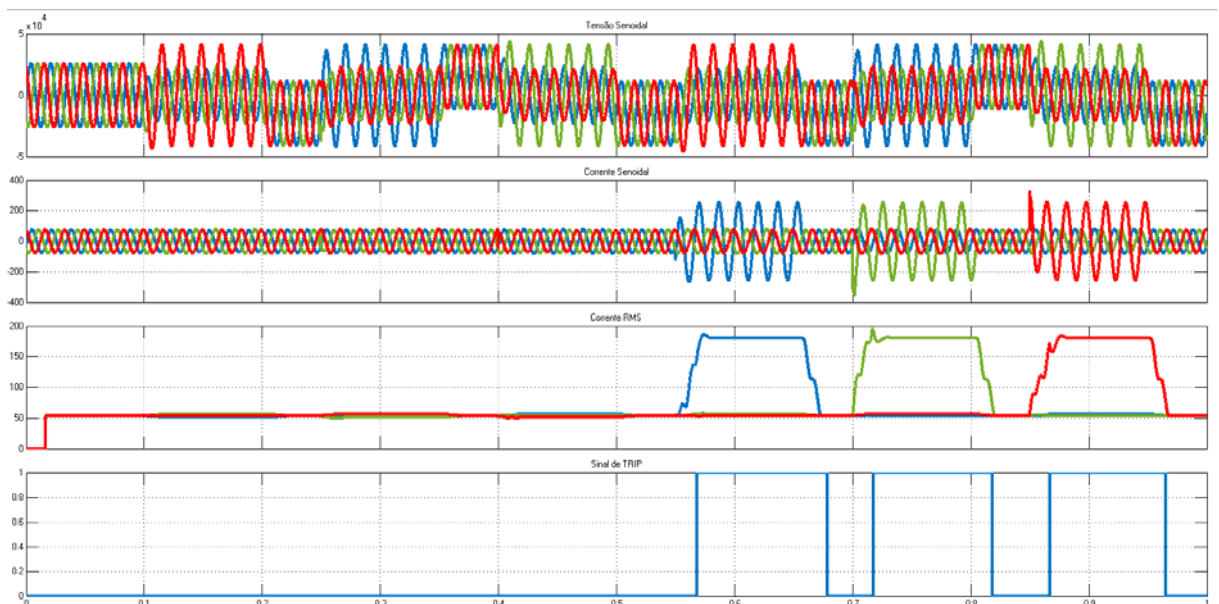


Figura 4. 56 Comparação do sinal de TRIP do modelo de direcionalidade sem TP para cada fase em falta em ambos sentidos

Esta funcionalidade visa aumentar a confiabilidade do sistema de proteção para faltas à terra, pois permite a continuidade do correto funcionamento mesmo para uma dupla contingência, ou seja, perda de potencial do TP, caso houvesse, e ainda perda de comunicação do envio da referência de tensão remotamente pela UEP.

IV.2.5.3 MODELO DO RELÉ DIRECIONAL DE NEUTRO – COMPARAÇÃO DIRECIONAL

Assim, por último é proposto ainda uma proteção por comparação de sinais enviados por todos os equipamentos de proteção, a fim de acelerar a atuação e deixar que a proteção baseada no tempo seja utilizada como retaguarda.

Nesta condição, a atuação da proteção de um alimentador dependerá do sinal diagnosticado por ele mesmo, além de levar em consideração os sinais dos demais equipamentos de proteção.

Seguindo a seguinte lógica:

- Caso o alimentador do circuito 1 diagnosticasse uma falta a frente e os demais diagnosticassem no sentido reverso, haveria atuação de forma instantânea, pois devido a comunicação entre estes equipamentos, não seria necessário a espera do tempo de sobrecorrente de neutro, pois todas as informações convergiram para a mesma conclusão;
- Tal proteção poderia ser utilizado na UEP, pois caso o equipamento de proteção da UEP detectasse uma falta a frente e todos os alimentadores à jusante informassem que a falta é no sentido reverso, também a atuação seria instantânea.
- Caso ocorra qualquer situação diferente, não há qualquer ação para os equipamentos de proteção.

Na Figura 4. 57 e Figura 4. 58 é possível verificar a implementação desta funcionalidade de comparação direcional no software *Simulink*.

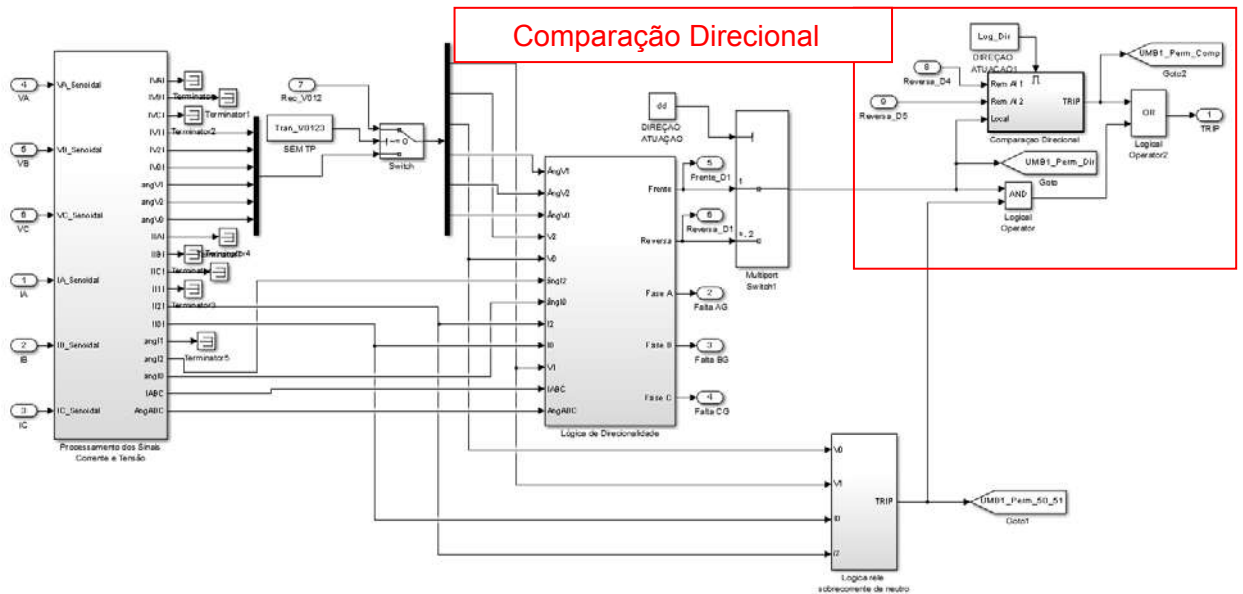


Figura 4. 57 Implementação do algoritmo de comparação direcional pelo software Simulink

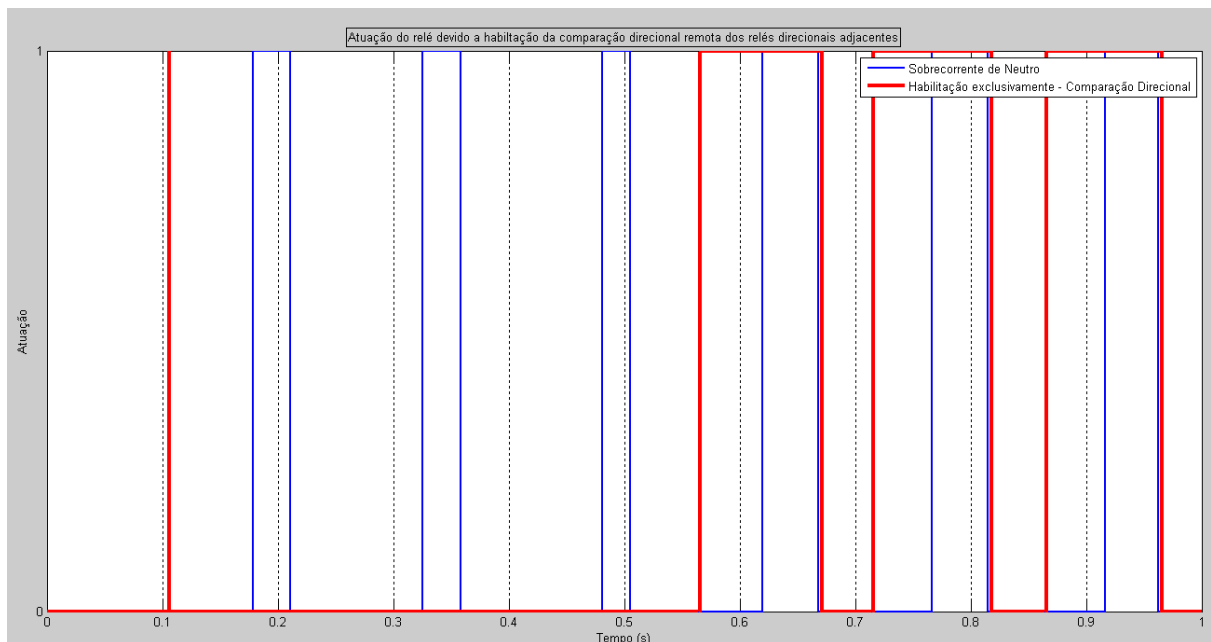


Figura 4. 58 Comparação do sinal de TRIP do modelo de comparação direcional para cada fase em falta em ambos sentidos

Por fim com o intuito de facilitar o entendimento da atuação do relé direcional de neutro, segue um fluxograma simplificado demonstrando a sequência no processo de atuação do relé, na Figura 4. 59.

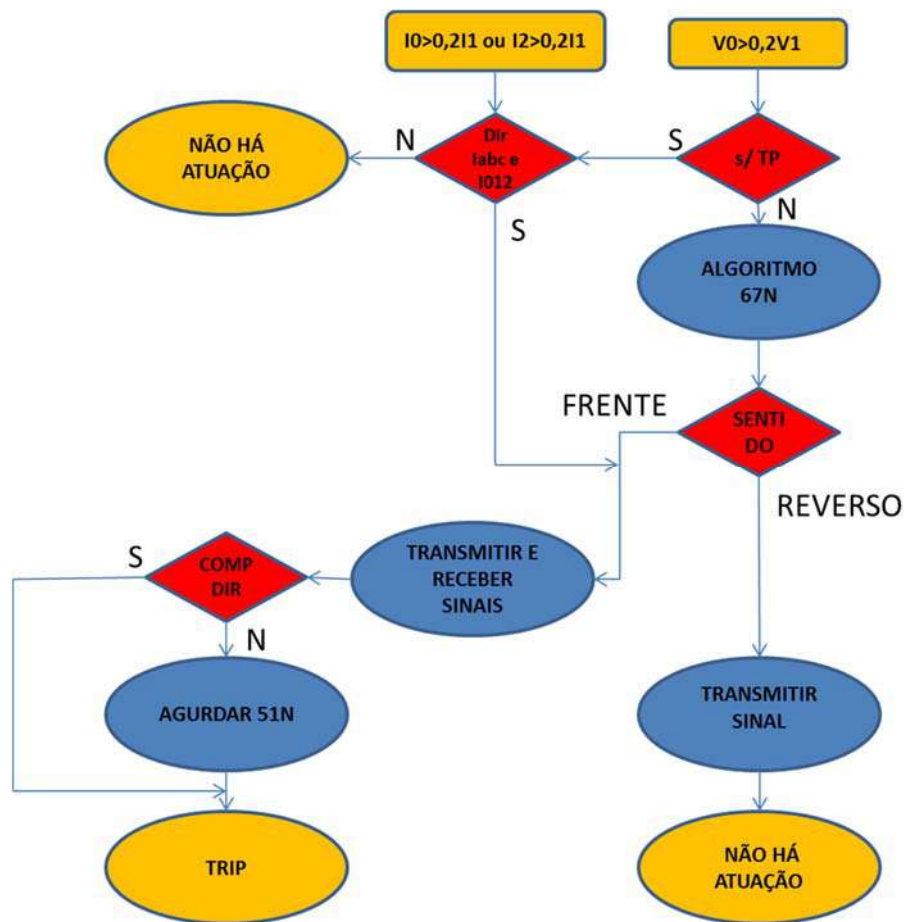


Figura 4. 59 Fluxograma simplificado de atuação do relé direcional de neutro.

Capítulo V - RESULTADOS

V.1 PARAMETRIZAÇÃO DA FUNÇÃO DE SOBRECORRENTE

Para a validação dos modelos das funções de proteções propostas no capítulo anterior, é apresentado uma simulação com o cenário de caso-base para as condições de faltas trifásicas, fase-fase, fase-terra franca e fase-terra com uma resistência de 100 Ohm.

Antes de iniciar as simulações propriamente dito é necessário realizar a correta parametrização da proteção, ou seja, é necessário definir quais serão os valores de *Pickup* da função sobrecorrente de fase e de neutro, além de definir qual será a curva de atuação do relé e qual será o tempo *Dial*.

Desta maneira, é possível fazer-se o uso das informações do capítulo das análises de regime permanente e faltas, pois estas informações servem como uma referência para um ajuste inicial antes da implementação final.

Considerando o sistema basicamente radial para as situações de faltas trifásicas e bifásicas, foi considerado basicamente dois pontos de análise partindo das seguintes premissas para a parametrização das fases:

- Faltas no final da linha, ou seja, na entrada dos VSDs foram consideradas apenas para o âmbito da sensibilidade da proteção, assim não foi considerado a análise de coordenação dos tempos dos equipamentos de proteção para estes casos, apenas a verificação do alcance dos equipamentos de proteção;
- Faltas na barra do painel submarino, ou seja, no barramento do CDCS, foram consideradas como ponto base para análise de coordenação e seletividade, visto que a magnitude das correntes de falta neste ponto equivale ser logo à frente ou no sentido reverso.

A importância da análise de coordenação e seletividade se baseia no capítulo de que qualquer equipamento pode vir a falhar, assim este tipo de estudo visa garantir que a proteção à montante venha a resguardar a zona protegida. Por outro lado, caso o correto funcionamento da proteção primária está garantido a seletividade, visto que a linha defeituosa se torna isolada do restante do sistema.

Antes de qualquer ajuste de proteção é necessário a definição dos valores de relação dos transformadores de corrente - TCs. Como já foi verificado anteriormente os valores de falta do tipo trifásico e fase-terra, estes serão utilizados como referência para valores de falta máximas enquanto para os valores de carga poderão ser considerados os da Figura 3. 48 para que seja possível encontrar os TC de fase e neutro. Para a corrente de carga, a fim de

se manter uma relação para todos os alimentadores submarinos, será utilizado o de maior corrente, ou seja, do alimentador número 5 que foi verificado em torno de 95 A.

V.1.1 AJUSTES PARA AS FASES

Para que haja a correta atuação do relé será utilizado o método de ajuste de coordenação da atuação pelas fases considerando antes de mais nada que as naturezas dos curtos-circuitos não envolvam a terra, ou seja, atuações para faltas trifásico e fase-fase.

Partindo da análise de faltas trifásicas e fase-fase, é possível verificar quais serão os ajustes de fases, sem que seja necessário, ainda nesta etapa qualquer ajuste do neutro. Partindo dos valores de falta na barra do painel submarino - CDSC, tem-se os seguintes valores de falta, de acordo com a Tabela 5. 1.

Tipo de Falta	Magnitude
Trifásica	1640
Fase-Fase	1200

Tabela 5. 1 Magnitude e Ângulo para faltas Trifásicas e Fase-Fase

Assim, a fim de que haja a atuação com menor tempo possível, será considerado a seguinte estratégia para o ajuste do sobrecorrente de fase, conforme Figura 5. 1:

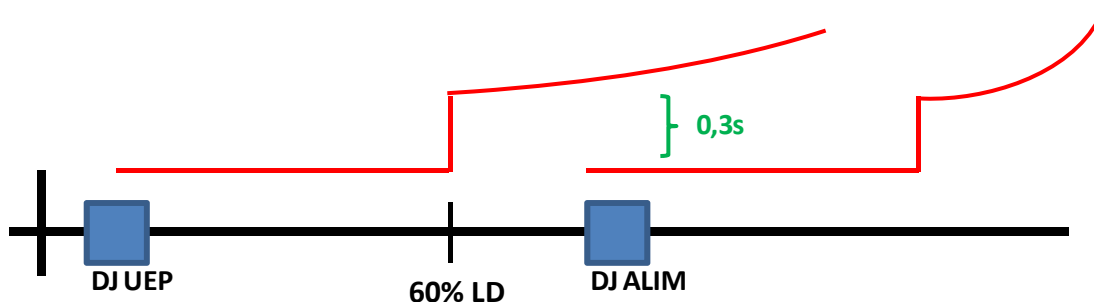


Figura 5. 1 Estratégia de parametrização de sobrecorrente de fase 50 e 51

V.1.1.1 CÁLCULO DA RTC DE FASE PARA OS RELÉS DOS ALIMENTADORES SUBMARINOS

É necessário que seja obedecido dois critérios , ou seja, o TC deve estar preparado para operar para um tempo de longa duração adequadamente, assim é necessário utilizar um fator de sobrecarga para cumprir este quesito. Já o segundo critério é que o TC não deve operar na região de saturação sob a condição de falta máxima.

Considerando um fator de sobrecarga k igual a 1,3, temos, de acordo com a equação (5.01)

$$I_{cUMB(nomTC)} = k \cdot I_c = 1,3 \times 95,5 = 124,15A \quad (5.01)$$

É necessário ainda que a relação entre o valor máximo de falta seja menor que 20 vezes a corrente de carga, para que não haja saturação sob condição de falta máxima, assim, de acordo com a equação (5.02), temos:

$$I_{cUMB(nomTC)} = \frac{I_{cc(máx)}}{20} = \frac{1600}{20} = 80 \text{ A} \quad (5.02)$$

Assim, partindo de valores padronizados e, a fim de cumprir aos dois critérios, será considerado como TC de fase de 150/5.

V.1.1.2 AJUSTES I_{50} E I_{51} DOS ALIMENTADORES SUBMARINOS

O ajuste de sobrecorrente de fase instantâneo e temporizado dos relés do painel submarino - CDCS devem ser ajustados acima do valor de corrente de carga nominal, assim partindo dos valores simulados em regime permanente, têm-se a Tabela 5. 2:

Alimentador Submarino	Corrente de Carga (A)
UMB1	50
UMB4	73
UMB5	96

Tabela 5. 2 Corrente de carga dos alimentadores submarinos

Desta maneira o ajuste deve ser maior que um fator de segurança de 10%, para cobrir possíveis erros de medição, da corrente da maior carga dos alimentadores, para que todos os ajustes estejam iguais, além de ser menor que o valor da falta fase-fase, conforme equação (5.03).

$$I_{cc\theta\theta} > I_{50} \text{ e } I_{51} > I_{carga} \times 110\% \quad (5.03)$$

Assim, seguindo a estratégia mencionada anteriormente o ajuste instantâneo de fase para todos os alimentadores será, conforme equação (5.04):

$$I_{50UMB} = 60\% \times I_{cc\theta\theta} = 60\% \times 1200 = 720 \text{ A} \quad (5.04)$$

Considerando a relação de transformação do transformador de corrente, o ajuste será conforme a equação (5.05):

$$I_{50UMB} = 60\% \times I_{cc\theta\theta} / RT_{C_{fase}} = 60\% \times 1200 / 150/5 = 40 \text{ A} \quad (5.05)$$

Já para o ajuste do sobrecorrente temporizado pode ser obtido conforme as equações (5.06) e (5.07):

$$I_{51UMB} = 110\% \times I_{maior carga} = 110\% \times 96 \text{ A} = 105,6 \text{ A} \gg 120 \text{ A} \quad (5.06)$$

$$I_{51UMB} = 110\% \times I_{maior carga} / RT_{C_{fase}} = 110\% \times 96 \text{ A} / 150/5 = 3,2 \text{ A} \gg 4 \text{ A} \quad (5.07)$$

V.1.1.3 AJUSTES DO DIAL DA FUNÇÃO I_{51} DOS ALIMENTADORES SUBMARINOS

A curva de tempo será selecionada para que o relé atue no tempo de 0,4 s do valor de sobrecorrente instantâneo. Este tempo está sendo proposto já prevendo que a atuação instantânea na realidade leva em torno de 0,1 s, assim, está sendo considerado um intervalo de mais 0,3 s.

Será utilizado a curva Normal Inversa da IEC, conforme equação (5.08):

$$T = Dial \times \frac{0,14}{(M^{0,02} - 1,0)} \quad (5.08)$$

Desta maneira, para se encontrar qual deve ser o Dial deste ajuste basta substituir as variáveis de tempo e múltiplo de corrente, conforme equação (5.09):

$$0,4 = Dial_{UMB} \times \frac{0,14}{((720/120)^{0,02} - 1,0)} \ggg Dial_{UMB} \cong 0,1 \quad (5.09)$$

V.1.1.4 AJUSTES I_{50} E I_{51} DA PROTEÇÃO DA UEP

A localização deste relé na realidade está no lado primário do transformador elevador, ou seja, caso os ajustes fossem realizados considerando esta premissas as magnitudes de corrente seriam maiores devido a classe de tensão ser de 13,8 kV ao invés de 32 kV. Porém, é proposto aqui neste trabalho uma abordagem de utilização de TCs no lado secundário do transformador também. A razão principal para esse artifício se baseia no fato de que o lado secundário é isolado, assim caso não houvesse a utilização de TCs no lado secundário, poderia haver situações em que não haveria atuações deste relé para faltas monofásicas, pois não haveria leitura de sequência zero no lado primário. Assim, o ajuste de sobrecorrente de fase instantâneo e temporizado do relé da UEP deve seguir o mesmo critério do adotado anteriormente para os alimentadores, na Tabela 5. 3 é possível verificar a corrente total de carga, corrente de faltas trifásicas e fase-fase no lado secundário para este relé:

Relé - UEP	Corrente de Carga (A)	Tipo de Falta	
		Trifásica	Fase-Fase
RET	213	5400	4700

Tabela 5. 3 Corrente de carga total vista pelo lado secundário do transformador elevador na UEP - barra RET

Considerando os mesmos critérios adotados anteriormente, segue a equação (5.10):

$$I_{50RET} = 60\% \times I_{cc\theta\theta} = 60\% \times 4700 = 2820 \text{ A} \quad (5.10)$$

Para dimensionamento do TC para este relé na UEP, segue as equações (5.11) e (5.12):

$$I_{cRET(nomTC)} = k \cdot I_c = 1,3 \times 213 = 246,9 \text{ A} \quad (5.11)$$

$$I_{cRET(nomTC)} = \frac{I_{cc(máx)}}{20} = \frac{5400}{20} = 270 \text{ A} \quad (5.12)$$

Assim, partindo de valores padronizados e, a fim de cumprir aos dois critérios, será considerado como TC de fase de 300/5. Considerando esta relação de transformação do transformador de corrente, o ajuste de sobrecorrente instantâneo será conforme a equação (5.13):

$$I_{50RET} = 60\% \times \frac{I_{cc\theta\theta}}{RTC_{fase}} = 60\% \times \frac{4700}{300/5} = 47 \text{ A} \quad (5.13)$$

Já para o ajuste do sobrecorrente temporizado pode ser obtido conforme as equações (5.14) e (5.15):

$$I_{51RET} = 110\% \times I_{carga} = 110\% \times 213A = 234,3 A \gg 250 A \quad (5.14)$$

$$I_{51RET} = 110\% \times \frac{I_{carga}}{RT C_{fase}} = 110\% \times \frac{213A}{300/5} = 3,9 A \gg 4 A \quad (5.15)$$

V.1.1.5 AJUSTES DO DIAL DA FUNÇÃO I_{51} DO RELÉ DA UEP

Utilizando o mesmo critério de 0,4 s e curva normal inversa da IEC, segue a equação (5.16), a diferença é que para o cálculo do múltiplo será utilizado o valor de curto trifásico na barra do painel submarino - CDSC, pois é exatamente neste ponto em que deve ser garantido a coordenação de 0,3 s entre a atuação do relé da UEP e os relés dos alimentadores que estão ajustados para atuação instantânea (0,1 s) para este ponto.

$$0,4 = Dial \times \frac{0,14}{((1640/250)^{0,02} - 1,0)} \gg \gg Dial \cong 0,11 \quad (5.16)$$

V.1.2 AJUSTE PARA O NEUTRO

Como já bastante abordado, a atuação pelo neutro se baseia praticamente de correntes capacitivas providas pelas fases sãs durante as faltas monofásicas no sistema. Isto implica em valores de baixa magnitude se comparados aos curtos trifásicos e fase-fase ou mesmo a corrente de carga dependendo da resistência de falta em questão.

Assim, a abordagem adotada para este ajuste se baseia nas simulações realizadas de faltas monofásicas a fim de se encontrar exatamente qual seria a menor magnitude adotada para a sensibilidade da proteção.

Verificou-se também diante das simulações que a magnitude máxima de falta monofásica em sistemas de aterramento isolado independe da distância, ou seja, faltas monofásicas no final da linha se comparadas com faltas na extremidade opostas não tem uma grande disparidade. Essa informação tem grande valia, visto que pode ser utilizado uma estratégia de ajuste diferenciado em relação ao ajuste de sobrecorrente temporizado. Desta forma, o tempo de ajuste do sobrecorrente de neutro será de natureza de tempo definido, não necessitando a utilização das curvas padronizadas.

Outra informação confirmada através das simulações é que há contribuições de corrente capacitivas em alimentadores adjacentes, mesmo se o sistema for radial para todos os alimentadores. Esta característica compromete a eficiência do uso exclusivo da função de sobrecorrente, pois pode haver atuações indevidas dos alimentadores adjacentes devido às contribuições das correntes capacitivas decorrentes de suas fases sãs. Assim, além do sobrecorrente é proposto aqui neste trabalho o uso da função direcional de neutro.

Na realidade a abordagem para atuação de neutro proposta é a seguinte:

- Diagnóstico do sentido da falta em paralelo com a função de sobrecorrente;
- Caso a falta seja à frente e também tenha sido dado a permissão pela função do sobrecorrente de neutro, então é enviado o sinal de *TRIP* ao disjuntor;
- Caso a falta seja diagnosticada no sentido à reversa, então, mesmo que a função do sobrecorrente de neutro tenha enviado a permissão, não é enviado o sinal de *TRIP* ao disjuntor;
- É permitido ao usuário optar pela utilização dos sinais dos demais relés adjacentes, assim, caso todos tenham enviado a informação de que diagnosticaram uma falta à reversa e ao mesmo tempo o relé que recebeu estas informações dos demais, tenha diagnosticado falta à frente, então não é aguardado o sinal de permissão da função de sobrecorrente de neutro e o sinal de *TRIP* é enviado instantaneamente.

Para a função de direcionalidade é ainda oferecido ao usuário a opção de 4 algoritmos distintos:

- Direcional de impedância de sequência zero;
- Direcional de impedância de sequência negativa;
- Direcional da relação de tensão e corrente de sequência zero, na realidade sendo de potência ativa e reativa de sequência zero;
- Direcional de corrente, ou seja, sem a necessidade da informação de tensão.

Para as três primeiras opções é necessária a informação de tensão, sendo que além da informação de tensão da barra do painel submarino provinda do TP submarino, é também oferecido ao usuário a utilização da informação de tensão provinda remotamente da UEP.

Para a última opção não é necessário o uso de TP algum e é específico para uso em um sistema de aterramento isolado em que através de comparações angulares entre as correntes sãs e a defeituosa, além da comparação angular com a corrente de sequência zero é possível identificar que a falta é no sentido à frente.

Assim, para efeito de ajuste do sobrecorrente de neutro foi considerado como valor para análise de coordenação o valor fase-terra franca e para efeito de verificação de sensibilidade uma falta monofásica com uma resistência de falta de 100 Ohm², conforme Tabela 5. 4.

Tipo de Falta	Magnitude de Corrente de Falta no ponto da Falta	Contribuição Alimentadores Adjacentes
----------------------	---	--

²² O valor de resistência de falta é uma questão de difícil escolha, assim foi adotado o valor de 100 ohm, principalmente pela referência de KINDERMANN, 1997. Porém para estudos posteriores, históricos de faltas monofásicas submarinas com resistências de faltas podem vir a atualizar este valor.

	$(3I_0)$	$(3I_0)$ de 5 km
Fase-Terra Franca	300 A	25 A
Fase-Terra com R_f de 100 Ohm	195 A	12 A

Tabela 5. 4 Magnitudes de corrente para faltas à terra no sistema de aterramento isolado

V.1.2.1 CÁLCULO DA RTC DE NEUTRO PARA OS RELÉS DOS ALIMENTADORES SUBMARINOS

Teoricamente, como os alimentadores são radiais e exclusivos, além de estarem em um sistema de aterramento isolados, não é previsto que haja desequilíbrio de fases, ou seja, não haveria corrente de neutro para uma situação em regime permanente, porém para efeito de dimensionamento será considerado como aceitável uma corrente de neutro baseado nas simulações de curto-circuito monofásico. Assim, como foi verificado que a contribuição de cada alimentador para faltas adjacentes são pelas fases sãs e a natureza desta contribuição é praticamente capacitiva provinda do próprio umbilical, sendo que a proteção deve ser sensível para as situações com menor corrente de falta. Ao se calcular a falta à terra considerando os variadores de frequência como carga não é possível identificar qual seria realmente o menor valor de contribuição dos umbilicais, assim, para encontrar somente estas corrente capacitivas, foi realizado uma simulação sem nenhuma carga ao final do umbilical. Desta maneira, percebe-se claramente qual é a magnitude desta corrente capacitiva em ambos sentidos, conforme as equações (5.17) e (5.18) e Figura 5. 2. É importante frisar que esta magnitude é referente a um dos alimentadores submarinos com uma distância de 5 km.

Faltas no sentido reverso:

$$3I_0 = I_B + I_C \cong 25 A \quad (5.17)$$

Faltas no sentido à frente:

$$3I_0 = I_B + I_C \cong 300 \text{ A} \quad (5.18)$$

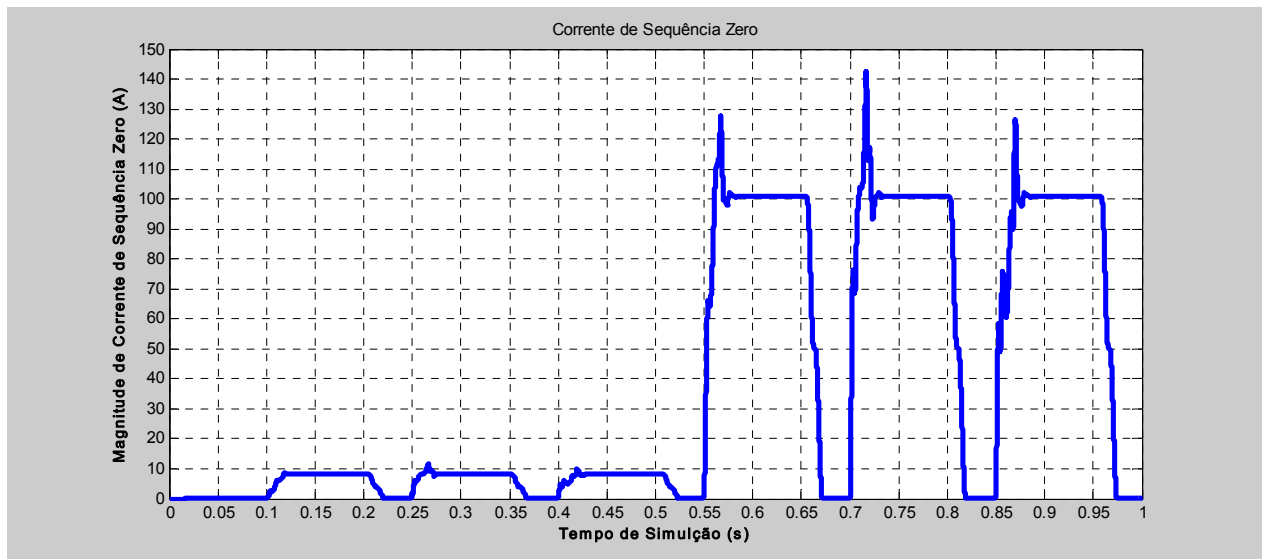


Figura 5. 2 Corrente de Sequência Zero para faltas à frente e à reversa

Assim, as três faltas antes do tempo 0,55 s estão localizadas à montante do relé direcional de neutro, ou seja, à reversa e as três após este tempo estão localizadas à jusante. Cada falta é referente a uma das fases, assim percebe-se que não há alteração na magnitude da corrente de sequência zero em relação a qual fase está em falta. Há dois pontos que devem ser observados:

- Faltas no sentido reverso: Magnitude totalmente dependente da corrente capacitiva do próprio umbilical;
- Faltas no sentido à frente: Magnitude totalmente dependente da corrente capacitiva do sistema à montante.

Com base nesta observação e sabendo qual é o sistema elétrico submarino, é possível dimensionar o TC de neutro. Considerando a premissa de que não há corrente de sequência zero em regime permanente sem falta e, teoricamente, só haverá sob falta, não há grande riscos de sobrecarga para uma longa duração, mas sim neste caso o TC deve estar preparado para leituras de valores com magnitude baixa, uma vez que as faltas à terra também possuem resistências de faltas que podem diminuir ainda mais a magnitude de falta. Sendo assim, será utilizado apenas o critério para que não haja saturação para a maior corrente de falta conforme equação (5.19).

$$I_{c(nomTC)} = \frac{I_{cc(máx)}}{20} = \frac{300}{20} = 15 \text{ A} \quad (5.19)$$

O TC de neutro escolhido será de 15/5.

V.1.2.2 AJUSTES I_{50N} E I_{51N} DOS ALIMENTADORES SUBMARINOS

O ajuste de sobrecorrente de fase instantâneo e temporizado de neutro dos relés do painel submarino - CDCS deve ser ajustado de tal forma a serem sensíveis ao menor valor de contribuição para faltas adjacentes. Desta maneira foi adotada uma estratégia de ajuste onde é permitido apenas um valor de magnitude muito baixa para um possível desequilíbrio, pois tal comportamento não é esperado. Além do que está sendo utilizado como limite superior para o ajuste o valor de contribuição para o menor valor de curto fase-terra considerado, ou seja, com a resistência de 100 Ohm, conforme equação (5.20).

$$I_{cc\theta Tmin} > I_{50N} \text{ e } I_{51N} > 10 A^3 \quad (5.20)$$

$$I_{50UMB} = I_{cc\theta Tmin} = 195 A \quad (5.21)$$

Considerando a relação de transformação do transformador de corrente, o ajuste será conforme a equação (5.22):

$$I_{50UMB} = I_{cc\theta T} / RTC_{neutro} = 195 / 15 / 5 = 65 A \quad (5.22)$$

Já para o ajuste do sobrecorrente temporizado de neutro pode ser obtido conforme as equações (5.23) e (5.24):

$$I_{51N-UMBmin} = I_{contribuição-min} = 14 A \quad (5.23)$$

$$I_{51N-UMBmin} = I_{contribuição-min} / RTC_{neutro} = 14A / 15 / 5 = 4,6 A \gg 4 A \quad (5.24)$$

V.1.2.3 AJUSTES DO TEMPO DEFINIDO DA FUNÇÃO I_{51N} DOS ALIMENTADORES SUBMARINOS

Conforme informado anteriormente, será adotado o tempo definido devido à característica do sistema de aterramento isolado de permitir praticamente o mesmo valor de falta ao longo de todo sistema. Assim, será utilizada a função temporizada de tempo definido somente para os casos de contribuição para faltas reversas, sendo este tempo de 0,4 s.

V.2 PARAMETRIZAÇÃO DA FUNÇÃO DIRECIONAL DE NEUTRO

Neste capítulo será abordado quais valores devem ser ajustados para cada algoritmo disponibilizado no relé modelado do *Matlab/Simulink*.

³ Escolhido 10 A, porém poderia ter sido um valor menor, visto que a carga é exclusiva, trifásica e o sistema de aterramento é isolado, ou seja, não é esperado um valor de corrente de sequência zero para situações em que não haja falta à terra.

Está sendo considerado nesta simulação a utilização de todas funcionalidades modeladas para o direcional de neutro, ou seja:

- Utilização de frequência variável, ou seja, utilização de um algoritmo PLL para obtenção da frequência fundamental do sistema;
- Utilização das informações de tensão remotas, no alimentador UMB5, para validação dos resultados;
- Utilização do modo direcional diferencial lógico, que utiliza as informações de todos os relés dos alimentadores submarinos para tomada de decisão antes da função de sobrecorrente de neutro;
- Utilização do maior módulo de corrente entre a sequência negativa e zero, visto que para faltas no sentido reverso, a corrente de sequência negativa é praticamente nula, enquanto que quando o sentido é à frente, caso o sistema à montante apresente uma capacitância muito baixa, praticamente a corrente de sequência zero é nula. A possibilidade de utilizar sempre o maior módulo entre as duas sequências auxilia na maior eficiência dos algoritmos de direcionalidade de neutro;
- Utilização do maior módulo de tensão entre a sequência negativa e zero no algoritmo de impedância de sequência negativa, visto que o módulo de tensão de sequência negativa tem magnitude baixa para qualquer sentido dificultando o correto diagnóstico no sentido da falta.

V.2.1 DIRECIONAL DE IMPEDÂNCIA DE SEQUÊNCIA ZERO

Para o uso desta função é necessário ter o conhecimento da magnitude e ângulo de corrente nas condições de falta monofásica e, a partir daí, definir critérios para tomada de decisão de qual sentido está a falta.

Assim, segue na Tabela 5. 5 as magnitudes e ângulos da corrente e tensão de sequência zero para faltas em ambos os sentidos de um dos alimentadores, já considerando os casos com e sem resistência de falta. Foi adicionado nesta tabela também as informações de módulo e ângulo de sequência negativa, uma vez que se utiliza do maior módulo entre a sequência zero e negativa. Outra informação é que os valores de tensão estão mostrados já pelo lado secundário do TP, sendo que a RTP é de 115.

Sentido	Tipo de Falta	Corrente de Sequência Zero		Corrente de Sequência Negativa		Tensão de Sequência Zero	
		Módulo (A)	Ângulo (°)	Módulo (A)	Ângulo (°)	Módulo (V)	Ângulo (°)
Reversa	Fase-Terra	8,8	-99,5	4,3	-64,4	181,88	171,44
	Fase-Terra com R_f	3,84	-153,3	1,88	-119	79,1	117,1
Frente	Fase-Terra	108	76,4	114	75,4	181,88	171,44

	Fase-Terra com R_f	47	22,1	50	21	79,1	117,1
--	----------------------	----	------	----	----	------	-------

Tabela 5. 5 Valores de módulo e ângulo de corrente e tensão de sequência zero, além da corrente de sequência negativa.

Na Figura 5. 3, é apresentado a comparação entre os módulos de sequência negativa e zero.

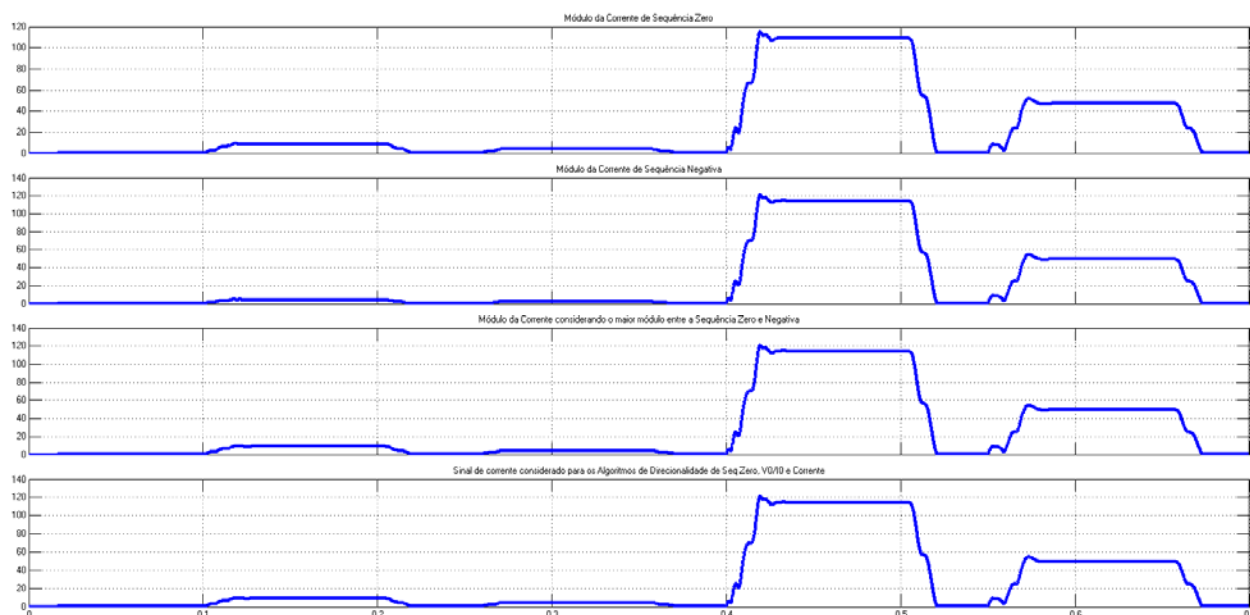


Figura 5. 3 Comparação entre os módulos de corrente de sequência negativa e zero.

Assim, com base nestas informações, pode-se realizar os cálculos para o ajuste do direcional de impedância de sequência zero a partir da equação (5.25).

$$z_0 = \frac{Re(3V_0x(3I_0.MTA)^*)}{|3I_0|^2} \quad (5.25)$$

É necessário definir qual é o ângulo de máximo torque - MTA. Como as faltas monofásicas em sistemas de aterramento isolado são de características capacitivas é possível definir que MTA é igual -90° . Assim, segue na Tabela 5. 6 os valores de z_0 para todas as situações analisadas.

Valores de z_0	Frente	À reversa
Faltas fase-terra franca	-1,67	20,64
Faltas fase-terra com R_f	-1,67	20,64

Tabela 5. 6 Cálculo da impedância de sequência zero

A informação que nos traz esta tabela é de que mesmo com uma resistência de falta de 100 Ohm, não há alteração nos resultados para o sentido da falta.

Com base nestas informações, pode-se definir limites para que o relé possa realizar o correto diagnóstico do sentido da falta utilizando este algoritmo. Estes limites foram dados a nomenclatura de Z0F e Z0R, respectivamente limite para atuação à frente e à reversa, assim, definiu-se, conforme Tabela 5. 7 que:

Z0F	Z0R
------------	------------

-1	10
----	----

Tabela 5. 7 Ajustes dos limites mínimos para direcionalidade Z0

Já na Figura 5. 4 é apresentado o correto diagnóstico de um dos alimentadores para faltas à frente e à reversa.

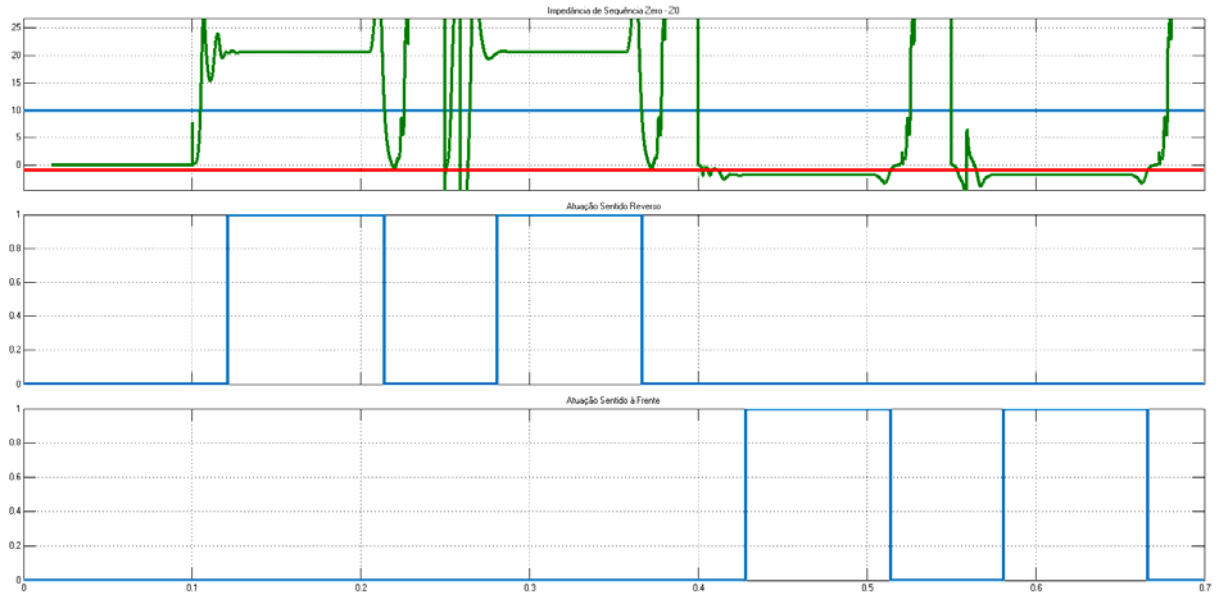


Figura 5. 4 Gráfico com o diagnóstico de direcionalidade utilizando o algoritmo Z0

V.2.2 DIRECIONAL DE IMPEDÂNCIA DE SEQUÊNCIA NEGATIVA

Na Tabela 5. 8 são apresentados as magnitudes e ângulos da corrente e tensão de sequência negativa para faltas em ambos os sentidos de um dos alimentadores, já considerando os casos com e sem resistência de falta. Os valores de tensão estão mostrados já pelo lado secundário do TP, sendo que a RTP é de 115.

Sentido	Tipo de Falta	Corrente de Sequência Negativa		Tensão de Sequência Negativa	
		Módulo (A)	Ângulo (°)	Módulo (V)	Ângulo (°)
Reversa	Fase-Terra	4,3	-64,4	13	-45,7
	Fase-Terra com R_f	1,88	-119	5,68	-100
Frente	Fase-Terra	114	75,4	13	-45,7
	Fase-Terra com R_f	50	21	5,68	-100

Tabela 5. 8 Valores de módulo e ângulo de corrente e tensão de sequência negativa

Assim, com base nestas informações, pode-se realizar os cálculos para o ajuste do direcional de impedância de sequência negativa a partir da equação (5.26).

$$z_2 = \frac{Re(V_2 x (I_2 \cdot Z_{linha_seq1})^*)}{|I_2|^2} \quad (5.26)$$

É necessário definir qual é o ângulo da linha de sequência positiva, que na realidade é o mesmo que o da sequência negativa. Pode-se definir um ângulo de 90°, uma vez que as

linhas para curtos trifásicos são de características indutivas. Assim, segue na Tabela 5. 9 os valores de z_2 para todas as situações analisadas.

Valores de z_2	Frente	À reversa
Faltas fase-terra franca	-0,097	0,97
Faltas fase-terra com R_f	-0,097	0,98

Tabela 5. 9 Cálculo da impedância de sequência negativa

Apesar de que mesmo com uma resistência de falta de 100 Ohm não haja alteração nos resultados para o sentido da falta, as magnitudes são muito estreita, podendo ser obtido um falso diagnóstico por qualquer motivo de erro de medição. Assim, a fim de se contornar este problema e melhorar a tomada de decisão, utilizou-se o módulo de sequência zero da tensão para este algoritmo, conforme Tabela 5. 10

Valores de z_2 utilizando $ V_0 $	Frente	À reversa
Faltas fase-terra franca	-1,35	13,7
Faltas fase-terra com R_f	-1,35	13,7

Tabela 5. 10 Cálculo da impedância de sequência negativa utilizando o módulo da tensão de sequência zero

Com base nestas informações, pode-se definir limites para que o relé possa realizar o correto diagnóstico do sentido da falta utilizando este algoritmo. Estes limites foram dados a nomenclatura de Z2F e Z2R, respectivamente limite para atuação à frente e à reversa, assim, definiu-se, conforme Tabela 5. 11 que:

Z2F	Z2R
-1	1

Tabela 5. 11 Ajustes dos limites mínimos para direcionalidade Z2

Já na Figura 5. 5 é apresentado o correto diagnóstico de um dos alimentadores para faltas à frente e à reversa.

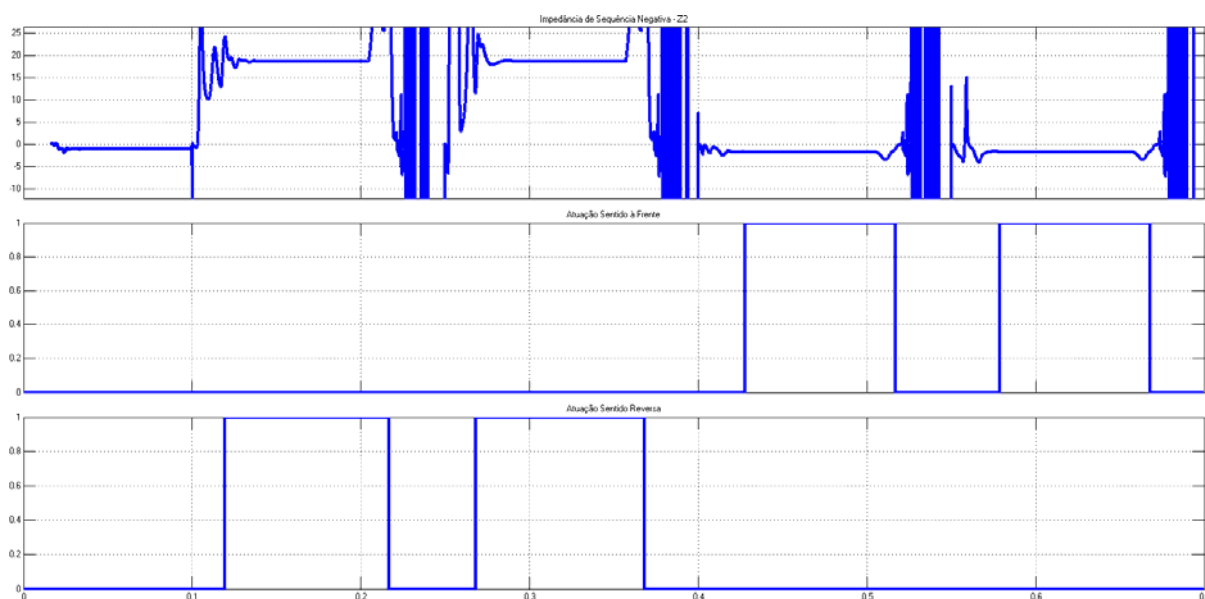


Figura 5. 5 Gráfico com o diagnóstico de direcionalidade utilizando o algoritmo Z2

V.2.3 DIRECIONAL DE POTÊNCIA ATIVA E REATIVA DE SEQUÊNCIA ZERO

Sabendo-se de antemão os módulos e ângulos de corrente e tensão de sequência zero, pode-se realizar os cálculos para o ajuste do direcional de potência ativa e reativa de sequência zero a partir da equação (5.27) e (5.28).

$$P_0 = \text{Re}(V_0 x(I_0)^*) \quad (5.27)$$

$$Q_0 = \text{Im}(V_0 x(I_0)^*) \quad (5.28)$$

Na Tabela 5. 12 os valores de P_0 para todas as situações analisadas.

Valores de P_0	Frente	À reversa
Faltas fase-terra franca	-1818	24
Faltas fase-terra com R_f	-344	4,55

Tabela 5. 12 Cálculo da potência ativa de sequência zero

Na Tabela 5. 13 os valores de Q_0 para todas as situações analisadas

Valores de Q_0	Frente	À reversa
Faltas fase-terra franca	20730	-1600
Faltas fase-terra com R_f	3950	-300

Tabela 5. 13 Cálculo da potência reativa de sequência zero

Com base nestas informações, pode-se perceber que a resistência de falta tem bastante influência no algoritmo de potência ativa e reativa, porém, sabendo-se destes valores é possível parametrizar o relé para atender aos cenários de faltas monofásicas com e sem resistência de falta. A estes limites foram dados a nomenclatura de $P0F$ e $P0R$, respectivamente são os limites para atuação à frente e à reversa no caso da potência ativa e $Q0F$ e $Q0R$, respectivamente são os limites para atuação à frente e à reversa no caso da potência reativa assim, definiu-se, conforme Tabela 5. 14 que:

$P0F$	$P0R$	$Q0F$	$Q0R$
-0,1	0,1	1	-1

Tabela 5. 14 Ajustes dos limites mínimos para direcionalidade $P0$ e $Q0$

Já na Tabela 5. 15 é apresentado o correto diagnóstico de um dos alimentadores para faltas à frente e à reversa.

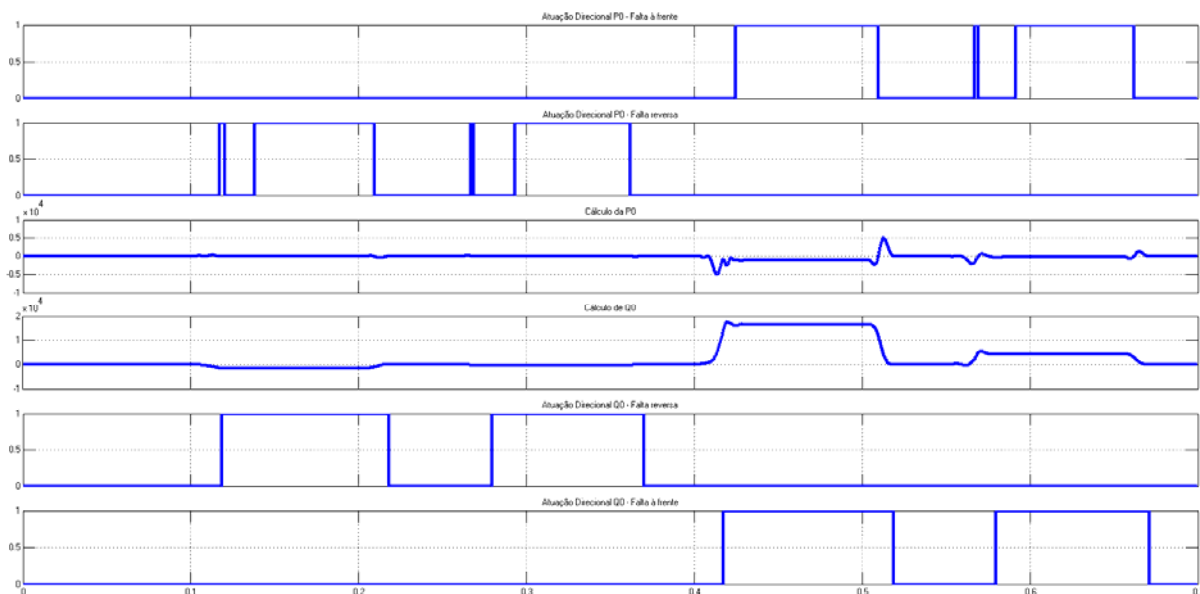


Tabela 5. 15 Gráfico com os resultados de P0 e Q0

V.2.4 DIRECIONAL DE CORRENTE

Todos os algoritmos apresentados até o momento foram baseados na comparação da grandeza de operação, por exemplo a corrente de sequência zero ou negativa em relação a sua respectiva tensão, pois esta última grandeza tem a exata característica de se manter praticamente constante independente do sentido da falta.

Porém, foi abordado neste trabalho ao detalhe de que se trata de uma instalação de equipamentos submarinos em que se deseja que operem com maior tempo de vida útil possível, além de que é desejável que o sistema elétrico submarino de potência não seja jamais o causador de uma falha que cause perda na produção óleo ou que seja o responsável do travamento de algum processamento submarino. Ou seja, é desejável que tenha alta confiabilidade e disponibilidade no sistema como um todo.

Para atender este quesito está sendo apresentado neste trabalho uma abordagem de direcionalidade sem o uso de qualquer leitura de tensão. A estratégia adotada para esta análise se deve ao fato de que:

- Os poucos equipamentos elétricos instalados até o momento ou não apresentam nenhuma medição ou somente medições de corrente;
- Caso haja um TP instalado, este pode vir a falhar;
- Caso, seja utilizado uma leitura remota de tensão desde a plataforma, esta comunicação também pode vir a falhar.

Assim, se trata de uma estratégia que utiliza apenas a leitura das corrente trifásicas e, a partir de comparações angulares entre as fases sãs, cria-se uma grandeza virtual de polarização que não se altera para qualquer sentido de falta.

Esta grandeza virtual de polarização é, então, comparada primeiramente com o ângulo da corrente de sequência zero e, logo em seguida é realizada a comparação com a fase em falta. Caso o ângulo da corrente de sequência zero e o ângulo da fase em falta estejam dentro de uma janela angular definida pelo usuário é então enviado a permissão de *TRIP*. Na Tabela 5. 16 é possível verificar o resultado angular da fase 'a' para as situações em regime permanente sob uma carga indutiva, falta à terra com sentido à frente para todas as fases e, por fim, faltas à terra no sentido reverso, considerando também todas as fases.

Fases analisadas	Regime. Permanente	Falta à Terra à Frente			Falta à Terra Reversa		
		'a'	'b'	'c'	'a'	'b'	'c'
I_a	-20	68	-17	-18	-32	-17	-18
$(I_b + I_c)$	158	172	-44	-167	172	155	138

Tabela 5. 16 Comportamento angular da fase a para diversos cenários

Assim é possível notar que nas situações de faltas envolvendo a própria fase 'a', há alteração angular quando ocorre uma falta à frente se comparados na situação de uma falta no sentido reverso, porém nas situações em que as faltas à terra envolvem as demais fases, praticamente não há alteração angular na fase 'a'. É possível notar também que durante a falta à terra envolvendo a própria fase 'a', o ângulo resultante da somatória angular das fases sãs 'b' e 'c' se mantém constante em ambos os sentidos, porém quando ocorre as faltas nas demais fases, há alterações no ângulo desta resultante. O mesmo comportamento ocorre com as demais fases, conforme Tabela 5. 17 e Tabela 5. 18.

Fase	Regime. Permanente	Falta à Terra à Frente			Falta à Terra Reversa		
		'a'	'b'	'c'	'a'	'b'	'c'
I_b	-140	-138	-52	-137	-138	-153	-137
$(I_a + I_c)$	40	20	52	36	73	52	-165

Tabela 5. 17 Comportamento angular da fase b para diversos cenários

Fase	Regime. Permanente	Falta à Terra à Frente			Falta à Terra Reversa		
		'a'	'b'	'c'	'a'	'b'	'c'
I_c	100	102	101	-171	102	101	87
$(I_a + I_b)$	-80	75	-47	-68	-84	-102	-68

Tabela 5. 18 Comportamento angular da fase c para diversos cenários

Outra observação importante é a informação da defasagem entre a fase em falta em relação ao ângulo da resultante da somatória das fases sãs, conforme Tabela 5. 19.

Fase em falta	Cálculo da defasagem	Ângulo Resultante para o sentido á frente
I_a	$I_a - (I_b + I_c)$	-104
I_b	$I_b - (I_a + I_c)$	-104
I_c	$I_c - (I_a + I_b)$	-103

Tabela 5. 19 Defasagem Angular entre a fase em falta em relação às somatórias vetoriais das fases sãs

Considerando uma resistência de falta de 100 Ohm e realizando a mesma análise de defasagem, chega-se ao valor de -148°, conforme Tabela 5. 20.

Fase em falta	Cálculo da defasagem	Ângulo Resultante para o sentido á frente com R_f
I_a	$I_a - (I_b + I_c)$	-148
I_b	$I_b - (I_a + I_c)$	-147
I_c	$I_c - (I_a + I_b)$	-149

Tabela 5. 20 Defasagem Angular entre a fase em falta em relação às somatórias vetoriais das fases sãs considerando uma R_f de 100 Ohm

Assim, foi definido como ângulos limites para delimitar a janela angular de atuação os ângulos de -100° e -150° e utilizar a equação (5.29) para diagnóstico de faltas à frente.

$$ang(\sum \text{fases sãs}) - 100^\circ < ang(\text{fase em falta}) < ang(\sum \text{fases sãs}) - 150^\circ \quad (5.29)$$

A mesma análise pode ser realizada em relação a corrente de sequência zero ao invés da corrente em falta, conforme Tabela 5. 21

Corrente de Seq 0	Regime. Permanente	Falta à Terra à Frente			Falta à Terra Reversa		
		'a'	'b'	'c'	'a'	'b'	'c'
I_0	---	80	320	200	263	142	23

Tabela 5. 21 Comportamento angular da corrente de sequência zero para diversos cenários

Fase em falta	Cálculo da defasagem	Ângulo Resultante para o sentido á frente
I_a	$I_0 - (I_b + I_c)$	-92
I_b	$I_0 - (I_a + I_c)$	-92
I_c	$I_0 - (I_a + I_b)$	-92

Tabela 5. 22 Defasagem Angular entre a corrente de sequência zero em relação às somatórias vetoriais das fases sãs

Fase em falta	Cálculo da defasagem	Ângulo Resultante para o sentido á frente com R_f
I_a	$I_0 - (I_b + I_c)$	-135
I_b	$I_0 - (I_a + I_c)$	-135
I_c	$I_0 - (I_a + I_b)$	-135

Tabela 5. 23 Defasagem Angular entre a corrente de sequência zero em relação às somatórias vetoriais das fases sãs considerando uma R_f de 100 Ohm

Assim, desta maneira é possível utilizar estas informações como uma análise em conjunto a fim de que não haja atuação indevida. Para tanto, foi definido como ângulos que delimitam a janela angular da corrente de sequência zero como -75° e -145° e a equação (5.30) pode ser utilizada para encontrar o sentido de falta.

$$ang(\sum \text{fases sãs}) - 75^\circ < ang(\text{fase em falta}) < ang(\sum \text{fases sãs}) - 145^\circ \quad (5.30)$$

A fim de confirmação destas análises, segue como resultado faltas à terra em ambos os sentidos em um dos alimentadores submarinos, considerando todas as fases e ainda com e sem resistência de falta de 100 Ohm, conforme Figura 5. 6.

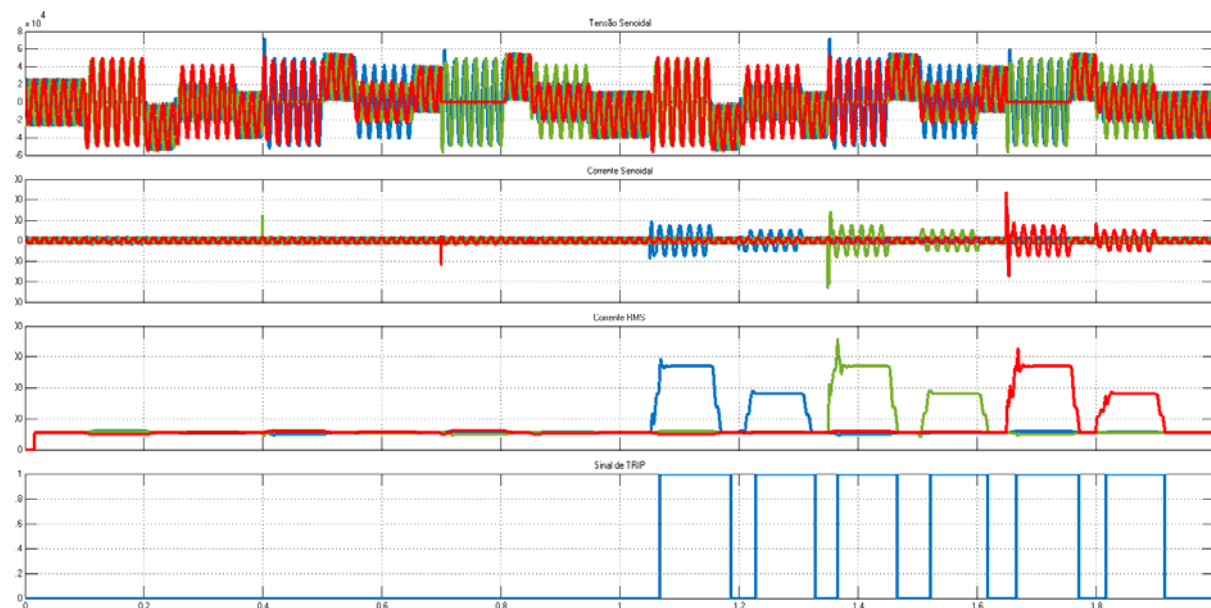


Figura 5. 6 Resultados para faltas à terra reversa e à frente em todas as fases com e sem R_f de 100 Ohm

É possível ser observado que houve atuação correta da direcionalidade, pois o sinal de *TRIP* foi apenas enviado nas situações para faltas à frente conforme tinha sido ajustado. Para verificação se houve atuação das fases correta, segue Figura 5. 7.

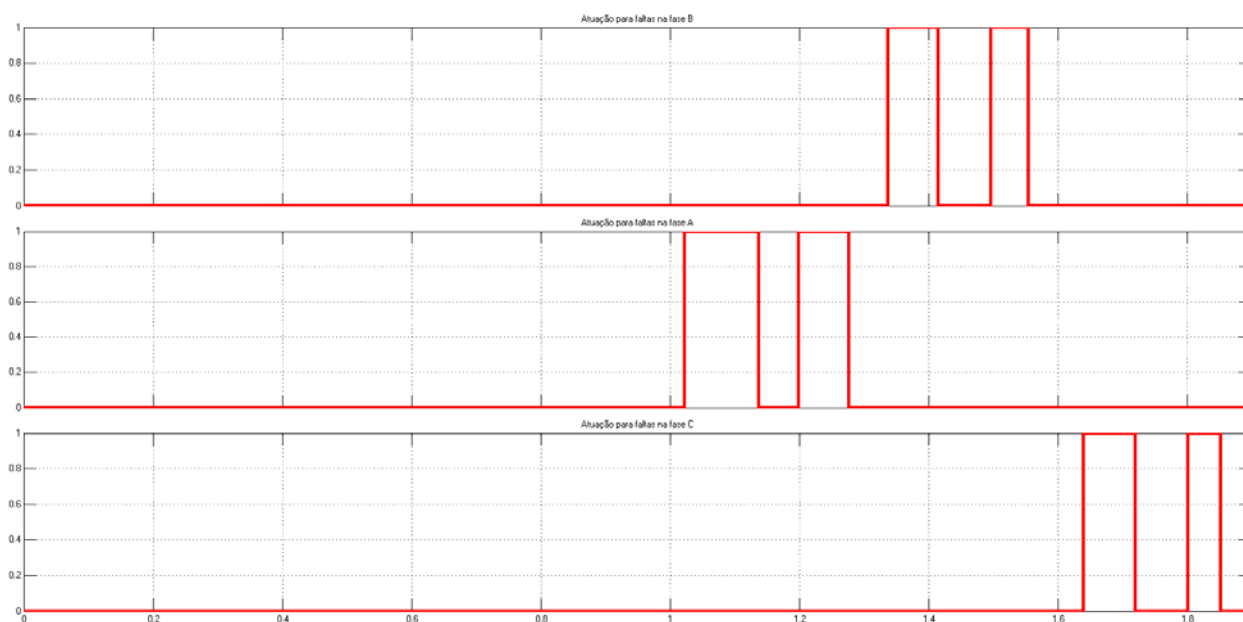


Figura 5. 7 Identificação das fases defeituosas pelo algoritmo de direcionalidade de corrente

Capítulo VI - CONCLUSÃO E TRABALHOS FUTUROS

VI.1 CONCLUSÃO

O trabalho analisou um sistema elétrico submarino que traz consigo algumas particularidades como a necessidade da garantia de operação para longa duração, porém sem a possibilidade de manutenções periódicas para este feito. A justificativa é o custo elevado para qualquer tipo de intervenção *offshore*. Com isto em mente, além da necessidade de que o sistema elétrico de potência seja sempre acima de tudo um personagem oculto neste contexto, pois é esperado que a produção jamais seja interrompida por quaisquer questões de infraestrutura do sistema.

Assim, ao se pensar em um sistema de potência elétrico de distribuição submarina deve ser levado estas questões como metas a serem cumpridas e, para tanto, com muita frequência há a necessidade de sempre haver inovações para cumpri-las. Para cumprir o objetivo proposto de modelagem do sistema de proteção para uma distribuição elétrica submarina, foi realmente necessário passar por este processo. A justificativa principal é que para que haja maior disponibilidade dos equipamentos do sistema, partiu-se como premissa que o sistema de aterramento deveria ser isolado. Dito isto, o sistema passa a ter a necessidade de estar preparado para tensões linhas entre fase e terra quando está em uma situação sob falta à terra. Tal situação, se comparados com os sistemas atuais radiais não são raros ao contrário pode-se dizer que é uma situação comum.

Foi dado ainda mais uma premissa que realmente trouxe à tona a necessidade de inovação no quesito do sistema de proteção. Foi solicitado que o sistema não continuasse a operação sob falta, ou seja, apesar de sistemas não-aterrados apresentarem tal vantagem, foi solicitado que houvesse atuação da proteção para esta situação. O motivo para que este fato acarretasse em um estudo tão aprofundado se deve ao fato que um sistema que a princípio radial com apenas uma geração, passa a ser, sob falta à terra, um sistema que há corrente capacitivas por todos os alimentadores, o que se agrava para o uso de umbilicais, uma vez que as contribuições capacitivas são maiores se comparados às de um sistema de cabos aéreos.

Foi observado em profundidade de que é necessário a identificação do sentido da falta à terra para evitar que houvesse atuação indevida de um alimentador adjacente ao faltoso. Assim, foi modelado funções de direcionalidade de neutro que utilizam algoritmos de impedância de sequência zero e negativa e potências ativa e reativa de sequência zero, sendo que, após as simulações verificou-se que a tensão de sequência negativa para falta

reversas em um sistema de aterramento isolado é nulo ou muito baixo, o que poderia inviabilizar as funções de impedância de sequência negativa, assim é proposto o módulo da tensão de sequência zero para estes casos. Outro ponto analisado é de que a corrente de sequência zero é muito baixa ou nula para faltas à terra para frente, quando o sistema à montante tem uma capacitância muito baixa. Para sanar esta questão é proposto a utilização do maior módulo entre a corrente de sequência negativa e zero. E, por fim, a última inovação em que se utiliza somente estas funções já utilizadas no mercado é a possibilidade de enviar via fibra ótica os sinais de tensão. A utilização desta possibilidade pode vir a dar mais vida a um projeto, pois primeiro viabiliza sistemas em que houve alguns problemas nos TPs, segundo já poderia ser considerado como uma alternativa de projetos futuros e utilizar o TP físico apenas como backup ou vice-versa.

Porém, talvez seja possível ter como maior destaque a função de direcionalidade sem o uso de qualquer TP, utilizando para isto a grandeza de polarização a resultante das correntes das fases sãs. Este algoritmo tem como grande vantagem a não necessidade de instalação de TPs nas barras, mas sim é necessário maior conhecimento do próprio sistema para a correta parametrização e evitar atuações indevidas.

Além das inovações de direcionalidade de neutro utilizando a informação de tensão remotamente e ainda, além da possibilidade de um relé ser capaz de diagnosticar o sentido das faltas à terra, sem o uso de TPs, somente utilizando as leituras de corrente que dão a este trabalho um grau de inovação para o quesito de atendimento de metas relacionados a diminuição de riscos.

Por último foi abordado um sistema em que todos os relés do painel submarino pudessem se comunicar via fibra ótica, podendo desta forma utilizar as informações do sentido das faltas dos demais. A vantagem para esta funcionalidade é de que poderia ter atuação instantânea.

Enfim, todos estes algoritmos foram implementados em modelo no software *Matlab/Simulink* e assim também foi atingido o objetivo da criação de um bloco de proteção neste software, pois há essa carência em se tratando no quesito de proteção, se comparado a outros softwares no mercado.

Os resultados das simulações foram totalmente satisfatórios, visto que atenderam em totalidade o objetivo proposto e ainda podem servir de melhoria para projetos futuros.

VI.2 TRABALHOS FUTUROS

Como sugestões para trabalhos futuros, pode-se seguir em diferentes frentes, desde a própria modelagem do sistema sem a preocupação do quesito da proteção, quanto ao aprimoramento da modelagem das funções de proteção, assim, seguem algumas opções:

- Aprimoramento da modelagem do controle de velocidade das máquinas de geração considerando um sistema real de plataforma *offshore*, visto que percebeu-se que a instabilidade da frequência dificulta a aquisição do ângulo dos fasores das grandezas de tensão e corrente, utilizando o algoritmo de Fourier;
- Trabalhos no refinamento do modelo do umbilical de potência considerando frequências variáveis;
- Estudos na área de controle dos conversores de frequência submarinos, considerando diversos cenários operacionais, porém com um viés mais realista, afim de se evitar sobredimensionamento em resistores de pré-carga e nas chaves estáticas;
- Desenvolvimento no algoritmo de aquisição de sinal para o cálculo dos fasores, afim de se buscar um menor tempo nesta etapa do processamento e ainda realizar por conta própria o uso ou não da função *TRUE RMS*;

Desenvolvimento de novos modelos na representação das funções de proteção para situações em que haja a possibilidade de paralelismo.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- AIEE Committee Report. "Sensitive Ground Protection". *AIEE Transactions*, Vol. 69, pp 473-476. 1950.
- AMETANI, A., "A general formulation of impedance and admittance of cables.", IEEE Transactionns on Power Apparatus and Systems, 1980.
- BLACKBURN, J. L., *Protective Relaying Principles and Applications*, Marcel Dekker, 1987.
- CAMINHA, A. C., *Introdução à proteção dos sistemas elétricos*, E. Blucher, 1977.
- CIGRÉ, "Relay Software Models for Use with Electromagnetic",. *B5.17, CIGRÉ Working Group*. 2006.
- COURY D. V., BARBOSA D., MIRANDA J. C., DA SILVA L. E., "Proteção digital dos sistemas elétricos de potência: dos relés eletromecânicos aos microprocessados inteligentes", *USP/EESC*. 2012.
- DA SILVA, F. F., BAK, C. L., *Electromagnetic Transients in Power Cables*, Power Systems, Springer London, Limited, 2013.
- ELMORE, W. A., *Protective Relaying Theory and Applications*, Marcel Dekker, Inc., 1994.
- ERROA C., CRUZ M., CALERO F., "Experience, Improvements in Operation, Limitation, and Successes of an Ungrounded Distribution Network Protection Scheme", *4th International Power System Protection and Automation Conference*, New Delhi, India, 2007.
- FEDOSEEV, A. M. *Protective Relaying of Electrical Systems*. Energia. Moscou, Russia, 1976.
- GETDP, GEUZAINÉ, C., "GetDP: a general finite-element solver for the de Rham complex", *PAMM Volume 7 Issue 1. Special Issue: Sixth International Congress on Industrial Applied Mathematics (ICIAM07) and GAMM Annual Meeting*, Zurich, 2007
- GMSH, GEUZAINÉ, C., REMACLE, J.-F., "A three-dimensional finite element mesh generator with built-in pre- and post-processing facilities". *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 79(11), pp. 1309-1331, 2009.
- GRIFFEL, D., HARMAND, Y., BERGEAL, J., "New Neutral Earthing Technologies on MV Networks",. *Revue Generale D'Electricite*, pp 35-44, 1994.
- GUELFAND, Y. S., *Protection of Distribution Networks*. Energoatomizdat. Moscou, Russia, 1987.
- HEIRINCH, R., HEIRINCH, S., POMMERENKE, D., JOBAVA, R., KALKNER, W., "Broadband measurement of the conductivity and the permittivity of semiconducting materials in high voltage XLPE cables.", *Dielectric Materials, Measurements and Applications*, 2000.
- IEC 60255-3, "Electrical Relays - Part 3: Single input energizing quantity measuring relays with dependent or independent time", *IEC Standard 60255-3*, 1989.

- IEEE 100, "The Authoritative Dictionary of IEEE Standards Terms Seventh Edition", *IEEE Std 100*, 2000.
- IEEE Std C37.102-1995, "IEEE Guide for AC Generator Protection", *IEEE Standards Board - Power System Relaying Committee*, 1995
- IEEE C37.113-1999, "IEEE Guide for Protective Relay Applications to Transmission Lines", *IEEE Standards Board - Power System Relaying Committee*, 1999.
- KUNDUR, P., *Power system stability and control*. Eds. Neal J. Balu, and Mark G. Lauby. Vol. 7. New York: McGraw-hill, 1994
- KINDERMANN, G., *Curto Circuito*. Ed. Sagra. Porto Alegre: 1997.
- MAEZONO P. K., *Proteção de linhas de transmissão*, Edição do Autor, São Paulo, 2003.
- MORAIS, J. M. de, *Petróleo em águas profundas: uma história tecnológica da Petrobras na exploração e produção offshore*, Brasília, Ipea : Petrobras, 2013.
- OLIVEIRA, D.S., 2016, *Classificação e Localização de Falhas em Sistemas de Transmissão com Compensação Série Utilizando Redes Neurais Artificiais*. Dissertação de Mestrado, UFRJ/COPPE, 2016.
- PAITHANKAR, Y. G., and BHIDE S. R. . *Fundamentals of power system protection*. PHI Learning Pvt. Ltd., 2010.
- ROBERTS, J., ALTUVE, H., HOU, D., "Review of Ground Fault Protection Methods for Grounded, Ungrounded, and Compensated Distribution Systems", *28th Annual Western Protective Relay Conference Proceedings*, 2001.
- YERGIN, D., *O Petróleo - Uma história mundial de conquistas, poder e dinheiro*, São Paulo, Editora Paz e Terra, 2010.